



M 2017

# **ANÁLISE À FADIGA DE UM VIADUTO FERRÓVIARIO PARA TRÁFEGO DE COMBOIOS DE ALTA VELOCIDADE**

**GONÇALO CABRAL FERREIRA**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO APRESENTADA  
À FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO EM  
ENGENHARIA CIVIL



# **ANÁLISE À FADIGA DE UM VIADUTO FERROVIÁRIO PARA TRÁFEGO DE COMBOIOS DE ALTA VELOCIDADE**

**GONÇALO CABRAL FERREIRA**

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de  
**MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ESTRUTURAS**

---

Orientador: Professor Doutor Rui Artur Brtolo Calçada

---

Coorientador: Professor Doutor Abílio Manuel Pinho de Jesus

JUNHO DE 2017

## **MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2016/2017**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446

✉ [miec@fe.up.pt](mailto:miec@fe.up.pt)

*Editado por*

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440

✉ [feup@fe.up.pt](mailto:feup@fe.up.pt)

🌐 <http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2016/2017 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2017.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.



*“Troquem-se tijolos por palavras, ponha-se o poeta, subjetivamente, na quádrupla função de arquiteto, engenheiro, construtor e operário, e aí tendes o que é poesia.”*

*Vinicius de Moraes*



## **AGRADECIMENTOS**

O trabalho refletido nesta dissertação é fruto do esforço coletivo de um grande número de pessoas, às quais não posso deixar de agradecer.

- Ao Professor Rui Calçada, orientador da dissertação, por toda a disponibilidade, pelo entusiasmo transmitido e pela confiança depositada, ao longo de todo o semestre;
- Ao Professor Abílio de Jesus, coorientador da dissertação, por apresentar desafios que se tornaram essenciais para o trabalho;
- Ao Engenheiro Guilherme Alencar, sem o qual este trabalho teria sido impossível, pela permanente disponibilidade ao longo de cada etapa, pelo espírito de iniciativa, pela disponibilização de recursos e por me ter aberto as portas à atividade científica;
- Aos meus pais e irmã, por todo o apoio;
- Aos colegas António, Mário, José Pedro, Tiago, João Nuno, José Diogo, João, Pedro, David, Rafael, Manuel e Luís, por todos os momentos destes últimos cinco anos que tornaram o percurso académico uma experiência única;
- À Catarina, pelo apoio incansável e pela amizade.



## **RESUMO**

As pontes e viadutos ferroviários de alta velocidade são sensíveis à fadiga, devido à aplicação repetida de cargas móveis. Junto ao pé dos cordões de soldadura, as tensões provocadas pela passagem dos comboios acumulam-se e podem dar início a fendas.

A presente dissertação analisa o dano causado por fadiga no viaduto de acesso à ponte ferroviária do rio Sado, considerando comboios europeus de alta velocidade. É utilizado o método da sobreposição modal para caracterizar a resposta da estrutura, extraíndo parâmetros modais de um modelo de elementos finitos e combinando com o carregamento dos comboios. A malha de elementos finitos é feita de forma a permitir extrapolação de tensões hot-spot. Os historiais de tensão são utilizados para calcular o dano aplicando a regra de Palmgren-Miner.

Avaliando o dano conforme a velocidade de circulação, são detetadas e interpretadas situações de amplificação dinâmica. São também feitas análises de sensibilidade relativamente ao número de modos envolvidos e à variação do amortecimento.

**PALAVRAS-CHAVE:** fadiga, tensões hot-spot, método dos elementos finitos, análise dinâmica, ferrovia de alta velocidade



## **ABSTRACT**

High speed railway bridges and viaducts are sensitive to fatigue, due to the repeated presence of moving loads. Stresses induced by passing trains rise near weld toes, which may cause the beginning of cracking.

This dissertation analyses the damage caused by fatigue on the Sado river railway bridge access viaduct, considering European high-speed trains. The modal superposition method is used to determine the structure's response, extracting modal parameters by finite method analysis and combining them with train loads. The finite element mesh is made in such a way that allows for hot-spot stress extrapolation. Stress histories are used to calculate damage applying Palmgren-Miner's rule.

By evaluating damage for each speed, dynamic amplification situations are detected and interpreted. Sensitivity analysis due to the number of modes taken into account or damping variation are also made.

**KEYWORDS:** fatigue, hot-spot stress, finite element method, dynamic analysis, high-speed railway





## ÍNDICE GERAL

<b>AGRADECIMENTOS .....</b>	<b>i</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>iii</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>v</b>
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1. MOTIVAÇÃO E CONTEXTO .....	1
1.2. OBJETIVOS .....	1
1.2. ORGANIZAÇÃO DO DOCUMENTO .....	2
<b>2. METODOLOGIAS DE ANÁLISE À FADIGA .....</b>	<b>3</b>
2.1. INTRODUÇÃO .....	3
2.2. DISPOSIÇÕES REGULAMENTARES CORRENTES .....	3
2.2.1. NECESSIDADE DE VERIFICAÇÃO .....	2
2.2.2. CARREGAMENTO .....	3
2.2.3. NECESSIDADE DE AVALIAÇÃO DINÂMICA .....	7
2.2.4. DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES ATUANTES .....	8
2.2.5. DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA .....	9
2.2.6. COEFICIENTE PARCIAL DE RESISTÊNCIA À FADIGA .....	11
2.2.7. MÉTODO DA TENSÃO DE DANO EQUIVALENTE .....	11
2.2.8. MÉTODO DO DANO ACUMULADO .....	12
2.3. METODOLOGIAS AVANÇADAS .....	12
2.3.1. LIMITAÇÕES DAS METODOLOGIAS CORRENTES .....	12
2.3.2. PRINCÍPIOS GERAIS DO MÉTODO HOT-SPOT .....	13
2.3.3. DETERMINAÇÃO DE TENSÕES .....	14
2.3.4. CURVAS DE RESISTÊNCIA .....	17
2.3.5. LIMITAÇÕES DO MÉTODO HOT-SPOT .....	20
2.3.6. OUTRAS ABORDAGENS .....	20

<b>3. CASO DE ESTUDO: MODELO DINÂMICO DE UM VIADUTO FERROVIÁRIO EM VIA DE ALTA VELOCIDADE</b>	21
<b>3.1. CARACTERIZAÇÃO DA ESTRUTURA</b>	21
3.1.1. LOCALIZAÇÃO E PROPÓSITO	21
3.1.2. VISÃO GERAL DA ESTRUTURA	22
3.1.3. CARACTERÍSTICAS DO VIADUTO	23
3.1.3. CARACTERÍSTICAS DO VIADUTO	23
3.1.4. DETALHES CRÍTICOS	24
<b>3.2. MODELAÇÃO EM ELEMENTOS FINITOS</b>	26
3.2.1. NECESSIDADE DE MODELAÇÃO	26
3.2.2. MODELOS GLOBAIS	27
3.2.2.1. Modelo base	27
3.2.2.2. Modelo para cálculo do detalhe A	28
3.2.2.3. Modelo para cálculo do detalhe B	30
3.2.2. SUBMODELO	32
<b>3.3. CARREGAMENTO</b>	34
3.3.1. TIPOS DE COMBOIOS	34
3.3.2. CARGAS MÓVEIS	36
<b>3.4. METODOLOGIA DE ANÁLISE DINÂMICA</b>	37
3.4.1. RESPOSTA ESTÁTICA E DINÂMICA	37
3.4.2. MÉTODO DA SOBREPOSIÇÃO MODAL	38
3.4.3. OBTENÇÃO DAS FORÇAS MODAIS	39
3.4.4. IMPLEMENTAÇÃO EM MATLAB	39
3.4.5. PARÂMETROS UTILIZADOS	42
<b>3.5. RESULTADOS DA ANÁLISE DINÂMICA</b>	43
3.5.1. INTRODUÇÃO	43
3.5.2. DESLOCAMENTO A MEIO VÃO	43
3.5.3. TENSÕES	52
3.5.3.1. Modelo Global para cálculo do detalhe A	52
3.5.3.2. Submodelo Sólido	64
3.5.4. CONCLUSÃO	69

<b>4. CASO DE ESTUDO: ANÁLISE À FADIGA</b>	<b>71</b>
<b>4.1. CONTAGEM DE CICLOS</b>	<b>70</b>
<b>4.2. CÁLCULO DO DANO</b>	<b>76</b>
4.2.1. ALFA PENDULAR	77
4.2.1.1. Influência sobre a vida útil da estrutura	77
4.2.2. TALGO AV2	78
4.2.3. THALYS 2	79
4.2.4. EUROSTAR 373	79
4.2.5. X 2000	80
4.2.6. TGV ATLANTIQUE	81
4.2.7. VIRGIN	81
4.2.8. ICE 2	82
4.2.9. ETR-Y-500	83
<b>4.3. ANÁLISE PARAMÉTRICA</b>	<b>76</b>
4.3.1. AMORTECIMENTO	83
4.3.1.1. Alfa Pendular	85
4.3.1.2. Talgo AV2	87
4.3.1.3. Thalys 2	89
4.3.1.4. Eurostar 373	91
4.3.1.5. X 2000	93
4.3.1.6. TGV Atlantique	95
4.3.1.7. Virgin	97
4.3.1.8. ICE 2	99
4.3.1.9. ETR-Y-500	101
4.3.2. NÚMERO DE MODOS	102
4.3.2.1. Alfa Pendular	106
4.3.2.2. Talgo AV2	108
4.3.2.3. Thalys 2	109
4.3.2.4. Eurostar 373	110
4.3.2.5. X 2000	111
4.3.2.6. TGV Atlantique	113
4.3.2.7. Virgin	113
4.3.2.8. ICE 2	115

4.3.2.9. ETR-Y-500.....	115
<b>4.4. COMPARAÇÃO COM CARREGAMENTO QUASE-ESTÁTICO.....</b>	<b>117</b>
4.4.1. PROPÓSITO DA ANÁLISE QUASE ESTÁTICA .....	117
4.4.2. PROCEDIMENTO DE CÁLCULO .....	117
4.4.3. RAZÃO ENTRE DANO DINÂMICO E DANO QUASE ESTÁTICO .....	120
 <b>5. CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO .....</b>	 <b>127</b>

## ÍNDICE DE FIGURAS

Fig.2.1 – Esquema de cargas de um comboio genérico.....	4
Fig.2.2 – Esquema de cargas LM71 .....	6
Fig.2.3 – Necessidade de avaliação dinâmica (Adaptado do Eurocódigo 1) .....	7
Fig.2.4 – Direção das tensões nos cordões de soldadura .....	9
Fig.2.5 – Curvas S-N para tensões normais (Adaptado do Eurocódigo 3).....	10
Fig.2.6 – Curvas S-N para tensões de corte (Adaptado do Eurocódigo 3) .....	10
Fig.2.7 – Concentração de tensões no pé de um cordão de soldadura aptado de Hobbacher, A. (2009) .....	13
Fig.2.8 – Decomposição do estado de tensão adaptado de Niemi, E. [et al.] (2006).....	13
Fig.2.9 – Tipos de hot-spot, adaptado de Hobbacher, A. (2009).....	14
Fig.2.10 – Pontos para extrapolação conforme tipo de hot-spot e malha, adaptado de Niemi, E. [et al.] (2006) .....	15
Fig.2.11 – Pontos de extrapolação para ligações tubulares, adaptado de DNV (2005).....	16
Fig.2.12 – Categorias de resistência hot-spot à fadiga, adaptado de Hobbacher, A. (2009) .....	17
Fig.2.13 – Curvas S-N para tensões hot-spot, adaptado de Niemi, E. [et al.] (2006).....	18
Fig.2.14 – Síntese da abordagem hot-spot, adaptado de Ladinek, M. [et al.] (2016).....	19
Fig.2.15 – Inclusão do pico de tensão não-linear, adaptado de Ladinek, M. [et al.] (2016) .....	20
Fig.3.1 – Mapa da rede ferroviária do Sul (REFER diretório 2017,adaptado) .....	21
Fig.3.2 – Vista geral da ponte (Mourão, 2010).....	22
Fig.3.3 Vista em planta da ponte, adaptado de Reis, A. [et al.] (2010) .....	22
Fig.3.4 – Corte transversal do viaduto, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a).....	23
Fig.3.5 – Vista vertical dos diafragmas, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a).....	24
Fig.3.6 – Localização dos detalhes na estrutura, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a) .....	25
Fig.3.7 – Vista dos detalhes, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a) .....	25
Fig.3.8 – Deslocamento para fora do plano da alma .....	26
Fig.3.9 – Esforços de tração/compressão nas secções tubulares.....	26
Fig.3.10 – Esquema dos elementos finitos solido, de casca e de barra, adaptado de ANSYS (1998).27	
Fig.3.11 – Esquema dos elementos finitos de massa e infinitamente rígidos, adaptado de ANSYS (1998) .....	27
Fig.3.12 – Vista geral do modelo de base, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016b) .....	28
Fig.3.13 – Malha de elementos finitos na vizinhança do detalhe .....	29

Fig.3.14 – Tensões principais nos elementos de casa; estrutura sujeita ao peso próprio .....	29
Fig.3.15 – Pontos para extrapolação das tensões (a azul) e hot-spot (a vermelho) .....	30
Fig.3.16 – Comparação entre o modelo com barras e o modelo com elementos de casca .....	31
Fig.3.17 – Imposição das condições-fronteira na interface barra-casca .....	31
Fig.3.18 – Discretização progressiva da malha .....	32
Fig.3.19 – Pontos para extrapolação de tensões (a azul) e hot-spot .....	32
Fig.3.20 – Submodelo sem e com os deslocamentos impostos.....	33
Fig.3.21 – Pontos para extrapolação (a azul) e pontos hot-spot (a vermelho) .....	34
Fig.3.22 – Composição esquemática típica dos vários tipos de comboio (articulados, convencionais e regulares), adaptado de Albuquerque, C.M.C. (2012) .....	35
Fig.3.23 – Função de forma para distribuição das cargas, adaptado de Albuquerque, C.M.C. (2012) .....	37
Fig.3.24 – Esquema de cálculo para modelo global (baseado em Albuquerque, C.M.C. (2012)) .....	41
Fig.3.25 – Esquema de cálculo para utilização de submodelo (baseado em (Albuquerque, C.M.C., 2012)) .....	42
Fig.3.26 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Alfa Pendular .....	44
Fig.3.27 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Talgo AV2 .....	44
Fig.3.28 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Thalys 2.....	45
Fig.3.29 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Eurostar 373 .....	45
Fig.3.30 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio X 2000.....	46
Fig.3.31 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio TGV Atlantique.....	46
Fig.3.32 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Virgin .....	47
Fig.3.33 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio ICE 2 .....	47
Fig.3.34 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio ETR-Y-500 .....	48
Fig.3.35 – Comparação entre os deslocamentos máximos provocados por cada comboio .....	48
Fig.3.36 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Alfa Pendular à velocidade de 230 km/h .....	49
Fig.3.37 Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h.....	50
Fig.3.38 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Eurostar 373 à velocidade de 180 km/h .....	51
Fig.3.39 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Eurostar 373 à velocidade de 150 km/h .....	51
Fig.3.40 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Virgin à velocidade de 220 km/h.....	52
Fig.3.40 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Virgin à velocidade de 150 km/h.....	52

Fig.3.42 – Obtenção do historial de tensões.....	53
Fig.3.43 – Historial de tensões devidas à passagem do comboio Alfa Pendular a 160 km/h (a azul, tensão a 0,5t; a laranja, tensão a 1,5t; a amarelo, tensão hot-spot).....	54
Fig.3.44 – Variação com o tempo de $\sigma_z$ (a azul), $\sigma_y$ (a laranja), $\tau_{yz}$ (a amarelo) e $\sigma_1$ (a roxo) .....	55
Fig.3.45 – Variação em vibração livre de $\sigma_z$ (a azul), $\sigma_y$ (a laranja), $\tau_{yz}$ (a amarelo) e $\sigma_1$ (a roxo) .....	55
Fig.3.46 – Variação do ângulo da orientação das tensões principais, no caso do comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h .....	56
Fig.3.47 – Tensões principais máximas (Alfa Pendular) .....	56
Fig.3.48 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Alfa Pendular à velocidade de 225 km/h .....	57
Fig.3.49 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h .....	57
Fig.3.50 – Tensões principais máximas (Eurostar 373) .....	58
Fig.3.51 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Eurostar 373 à velocidade de 180 km/h .....	59
Fig.3.52 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Eurostar 373 à velocidade de 150 km/h .....	59
Fig.3.53 – Tensões principais máximas (Virgin) .....	60
Fig.3.54 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Virgin à velocidade de 220 km/h .....	60
Fig.3.55 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Virgin à velocidade de 150 km/h .....	61
Fig.3.56 – Concentração de tensões nos elementos finitos .....	62
Fig.3.57 – Comparação entre os máximos de tensão hot-spot (a azul) e “nominal” (a laranja).....	63
Fig.3.58 – Variação do fator de concentração de tensões consoante a velocidade (Alfa Pendular) ....	63
Fig.3.59 – Relação entre frequência e modo .....	64
Fig.3.60 – Tensão principal máxima por velocidade no lado do detalhe mais próximo do apoio, num ponto superior (a azul), médio (a laranja) e inferior (a amarelo) da chapa.....	65
Fig.3.61 – Tensões principais máximas - Eurostar 373 .....	66
Fig.3.63– Diminuição da tensão máxima com o aumento do amortecimento .....	69
Fig.4.1 – Visualização do método rainflow, adaptado de Ribeiro, D. [et al.] (2006) .....	71
Fig.4.2 – Espectro de ciclos de tensão – Alfa Pendular – velocidades 160 e 225 km/h .....	72
Fig.4.3 – Espectro de ciclos de tensão – Talgo AV2 – velocidades 350 e 160 km/h .....	73
Fig.4.4 – Espectro de ciclos de tensão – Thalys 2 – velocidades 185 e 300 km/h .....	73
Fig.4.5 – Espectro de ciclos de tensão – Eurostar 373 – velocidades 180 e 150 km/h .....	74

Fig.4.6 – Espectro de ciclos de tensão – X 2000 – velocidades 400 e 155 km/h.....	74
Fig.4.7 – Espectro de ciclos de tensão – TGV Atlantique – velocidades 185 e 290 km/h.....	75
Fig.4.8 – Espectro de ciclos de tensão – Virgin – velocidades 220 e 150 km/h.....	75
Fig.4.9 – Espectro de ciclos de tensão – ICE 2 – velocidades 160 e 225 km/h.....	76
Fig.4.10 – Espectro de ciclos de tensão – ETR-Y-500 – velocidades 240 e 180 km/h.....	76
Fig.4.11 – Dano causado por velocidade – Alfa Pendular.....	78
Fig.4.12 – Dano causado por velocidade – Talgo AV2.....	79
Fig.4.13 – Dano causado por velocidade – Thalys 2.....	80
Fig.4.14 – Dano causado por velocidade – Eurostar 373.....	81
Fig.4.15 – Dano causado por velocidade – X2000.....	81
Fig.4.16 – Dano causado por velocidade – TGV Atlantique.....	82
Fig.4.17 – Dano causado por velocidade – Virgin.....	83
Fig.4.18 – Dano causado por velocidade – ICE 2.....	83
Fig.4.19 – Dano causado por velocidade – ETR-Y-500.....	84
Fig.4.20 – Influência do amortecimento - Alfa Pendular.....	85
Fig.4.21 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Alfa Pendular.....	86
Fig.4.22 – Alteração na contagem de ciclos - Alfa Pendular.....	86
Fig.4.23 – Influência do amortecimento – Talgo AV2.....	87
Fig.4.24 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Talgo AV2.....	87
Fig.4.25 – Alteração na contagem de ciclos - Talgo AV2.....	88
Fig.4.26 – Influência do amortecimento – Thalys 2.....	89
Fig.4.27 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Thalys 2.....	89
Fig.4.28 – Alteração na contagem de ciclos - Thalys 2.....	90
Fig.4.29 – Influência do amortecimento – Eurostar 373.....	91
Fig.4.30 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Eurostar 373.....	91
Fig.4.31 – Alteração na contagem de ciclos - Eurostar 373.....	92
Fig.4.32 – Influência do amortecimento – X 2000.....	93
Fig.4.33 - Variação do dano com aumento do amortecimento – X 2000.....	93
Fig.4.34 – Alteração na contagem de ciclos - X 2000.....	94
Fig.4.35 – Influência do amortecimento – TGV Atlantique.....	95
Fig.4.36 – Variação do dano com aumento do amortecimento – TGV Atlantique.....	95
Fig.4.37 – Alteração na contagem de ciclos - TGV Atlantique.....	96
Fig.4.38 – Influência do amortecimento - Virgin.....	96



Fig.4.39 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Virgin .....	97
Fig.4.40 – Alteração na contagem de ciclos - Virgin .....	98
Fig.4.41 – Influência do amortecimento – ICE 2 .....	99
Fig.4.42 – Variação do dano com aumento do amortecimento - ICE 2 .....	99
Fig.4.43 – Alteração na contagem de ciclos - ICE 2 .....	100
Fig.4.44 – Influência do amortecimento – ETR-Y-500 .....	101
Fig.4.45 – Variação do dano com aumento do amortecimento – ETR-Y-500 .....	101
Fig.4.46 – Alteração na contagem de ciclos - ETR-Y-500 .....	102
Fig.4.47 – Influência da quantidade de modos considerados - Alfa Pendular .....	106
Fig.4.48 – Deformada do modo 57 .....	107
Fig.4.49 – Influência da quantidade de modos considerados - Talgo AV2 .....	108
Fig.4.51 – Influência da quantidade de modos considerados - Thalys 2 .....	109
Fig.4.52 – Deformadas dos modos 2 e 6 .....	110
Fig.4.53 – Influência da quantidade de modos considerados - Eurostar 373 .....	111
Fig.4.54 – Influência da quantidade de modos considerados - X 2000 .....	111
Fig.4.55 – Deformada do modo 36 .....	112
Fig.4.56 – Influência da quantidade de modos considerados - TGV Atlantique .....	113
Fig.4.57 – Influência da quantidade de modos considerados - Virgin .....	114
Fig.4.58 – Deformada do modo 235 .....	114
Fig.4.59 – Influência da quantidade de modos considerados - ICE 2 .....	115
Fig.4.60 – Influência da quantidade de modos considerados - ETR-Y-500 .....	116
Fig.4.61 – Deformada do modo 267 .....	116
Fig.4.62 – Coeficiente de amplificação dinâmica .....	118
Fig.4.63 – Historiais de tensões principais – carregamento quase estático .....	118
Fig.4.64 – Crescimento do dano quase estático .....	120
Fig.4.65 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Alfa Pendular .....	120
Fig.4.66 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Talgo AV2 .....	121
Fig.4.67 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Thalys 2 .....	121
Fig.4.68 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Eurostar 373 .....	122
Fig.4.69 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – X2000 .....	122
Fig.4.70 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – TGV Atlantique .....	123
Fig.4.71 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Virgin .....	123
Fig.4.72 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – ICE 2 .....	124

Fig.4.73 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – ETR-Y-500 .....	124
--	-----

## ÍNDICE DE QUADROS (OU TABELAS)

Quadro 2.1– Características dos comboios considerados .....	4
Quadro 2.2 – Tráfego normal com menos de 22,5 ton/eixo .....	5
Quadro 2.3 – tráfego pesado com até 25 ton/eixo .....	6
Quadro 2.4 – tráfego leve com menos de 22,5 ton/eixo .....	6
Quadro 2.5 Distância dos pontos de extrapolação, adaptado de DNV (2005) .....	16
 Quadro 3.1 – Características dos comboios em análise, adaptado de Albuquerque, C.M.C. (2012) e ERRI.D214/RP9 (2001) .....	 35
Quadro 3.2– Valores dos parâmetros utilizados .....	42
Quadro 3.3 – Efeito do aumento do amortecimento na resposta do comboio Alfa Pendular à velocidade de 220 km/h .....	 67
Quadro 3.4– Efeito do aumento do amortecimento na resposta do comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h .....	 68
 Quadro 4.1 – Parâmetros utilizados .....	 77
Quadro 4.2 – Modos e frequências .....	103



# 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1. MOTIVAÇÃO E CONTEXTO

As obras de Engenharia Civil pautam-se geralmente pela transmissão de uma sensação de robustez. Dos edifícios habitacionais e de serviços e das vias de comunicação, exige-se segurança e integridade estrutural, sendo de grande responsabilidade a tarefa do seu dimensionamento. A formação do Engenheiro Civil é feita nesse sentido, e uma grande importância é dada ao estudo dos estados limite.

Mantendo sempre a segurança e a capacidade de serviço como prioridades, verifica-se a evolução de áreas como a deteção de riscos, a manutenção e reabilitação de estruturas e a mitigação de danos. Assim, um profissional da Engenharia Civil, quer esteja ligado à indústria quer à investigação, precisa cada vez mais de obter e pôr em prática conhecimentos interdisciplinares.

Por estas razões, foi escolhida a área da fadiga associada a tráfego ferroviário de alta velocidade como tema de investigação. A fadiga não se trata um fenómeno habitualmente abordado nos projetos de Engenharia Civil, visto que depende da existência de carregamentos variáveis no tempo. A análise deste fenómeno ligado às vias de comunicação permite também entrar no campo da análise em tempo de vida útil de uma estrutura, ao retirar ilações relativas à capacidade de uma via corresponder ao serviço que lhe é atribuído através da análise da vida útil de fadiga.

### 1.2. OBJETIVOS

Com o presente trabalho, pretende-se consolidar conhecimentos sobejamente estudados e abrir caminho para áreas de investigação de ponta. Desta forma, pretende dar-se a entender o fenómeno da fadiga no contexto das obras de Engenharia Civil, aplicando casos de carregamento reais a um modelo de uma estrutura real.

Por necessidade do procedimento de cálculo, surge a oportunidade de envolver conceitos conhecidos da dinâmica de estruturas, como o método da sobreposição modal, e de utilizar o Método dos Elementos Finitos para resolver cada análise necessária.

Quanto aos conceitos menos habituais, será abordada a utilização de tensões hot-spot e a consideração de estados de tensão multiaxial para análise do dano à fadiga.

Será ainda dado particular enfoque à avaliação da sensibilidade dos cálculos à variação individual dos parâmetros de que dependem, tirando para tal proveito da automatização do cálculo. De igual modo, é

objetivo desta dissertação caracterizar a estrutura relativamente à ocorrência de fenómenos de amplificação dinâmica.

### **1.3. ORGANIZAÇÃO DO DOCUMENTO**

No Capítulo 2 apresentam-se as metodologias de análise à fadiga, de acordo com as normas em vigor e a literatura técnica mais recente. Primeiro, descrevendo os carregamentos e cenários de tráfego regulamentares e, depois, a forma como as normas abordam as análises dinâmicas. Posteriormente, faz-se referência à determinação de tensões atuantes e resistência, chegando por fim ao conceito de dano e de que formas este pode ser calculado. De seguida, são apresentadas metodologias avançadas, descrevendo em detalhe a aplicação do método hot-spot, principalmente no que diz respeito à maneira como se extrapolam as tensões. Apresentam-se também a forma de determinar a resistência para este método e são expostas as suas limitações.

O Capítulo 3 compreende o caso de estudo, desde a caracterização da estrutura até à determinação de historiais de tensões hot-spot num dado detalhe. Em primeiro lugar, é apresentada a estrutura em análise, identificando os locais mais críticos para a análise de fadiga. São então descritos os modelos de elementos finitos que foram utilizados, evidenciando a adequação destes à aplicação do método hot-spot. Seguidamente, descrevem-se os cenários de carga e a forma como estes são transformados em dados utilizáveis para o cálculo. Conhecendo o carregamento e a estrutura, é então descrita a metodologia de análise dinâmica. Por último, são apresentados resultados das análises, relativamente a deslocamentos e tensões, para vários comboios a velocidades diferentes.

No Capítulo 4, partindo dos historiais de tensões obtidos no capítulo anterior, apresenta-se a forma como os ciclos de tensão são contados e qual o valor do dano para cada comboio a cada velocidade. É também avaliada a sensibilidade da análise à variação dos parâmetros amortecimento e número de modos considerados para sobreposição modal. Por fim, é feita uma comparação entre o dano proveniente da análise dinâmica com amplificação e o dano devido a um coeficiente de amplificação.

No Capítulo 5 são tecidas considerações sobre os resultados obtidos e sobre o modo como o trabalho poderá vir a ser complementado no futuro.

# 2

## METODOLOGIAS DE ANÁLISE À FADIGA

### 2.1. INTRODUÇÃO

Na Europa, a principal ferramenta de que os projetistas dispõem para o dimensionamento estrutural é o conjunto dos Eurocódigos, e no caso da fadiga as disposições regulamentares encontram-se presentes na norma NP EN 1993-1-9 (Eurocódigo 3 – Projeto de Estruturas de aço, Parte 1-9: Fadiga) e no capítulo 9 da norma EN 1993-2 (Eurocódigo 3 – Projeto de Estruturas de aço, Parte 2: Pontes em aço).

Conforme a complexidade da análise, pode aplicar-se o método da tensão equivalente de dano ou o método do dano acumulado.

Os Eurocódigos refletem a experiência e conhecimento técnico acumulado, e os valores de resistência à fadiga que apresentam baseiam-se em ensaios de resistência de pormenores conhecidos. Contudo, esta abordagem pode ser limitativa e excessivamente conservadora. No Anexo B da Parte 1-9, o Eurocódigo 3 introduz a possibilidade de recorrer ao método da tensão geométrica.

### 2.2. DISPOSIÇÕES REGULAMENTARES CORRENTES

#### 2.2.1. NECESSIDADE DE VERIFICAÇÃO

O fenómeno da fadiga não constitui uma preocupação generalizada nas estruturas da Engenharia Civil. De acordo com o Anexo Nacional da Parte 1-9 do Eurocódigo 3, ficam dispensadas dessa verificação as estruturas que não estejam sujeitas a ações dinâmicas por parte de equipamentos mecânicos ou induzidas pela ação do vento.

Desta forma, o conjunto das estruturas nas quais é necessária a verificação à fadiga inclui pontes e viadutos ferroviários e rodoviários, assim como torres de telecomunicações e estruturas *offshore*.

#### 2.2.2. CARREGAMENTO

Tal como a generalidade dos cálculos de um projeto estrutural, o dimensionamento à fadiga de uma estrutura parte de carregamentos definidos no Eurocódigo. O Anexo D da Parte 2 do Eurocódigo 1 define 12 comboios regulamentares para verificação à fadiga e 3 combinações possíveis dos mesmos: tráfego normal com menos de 22,5 t/eixo, tráfego pesado com até 25 t/eixo e tráfego leve com menos de 22,5 t/eixo. Conforme a utilização prevista para a estrutura, deve adotar-se uma destas combinações.

Apresenta-se na Figura 2.1 o aspeto de um desses comboios.

**Type 1** Locomotive-hauled passenger train

$$\Sigma Q = 6630 \text{ kN} \quad V = 200 \text{ km/h} \quad L = 262,10 \text{ m} \quad q = 25,3 \text{ kN/m'}$$

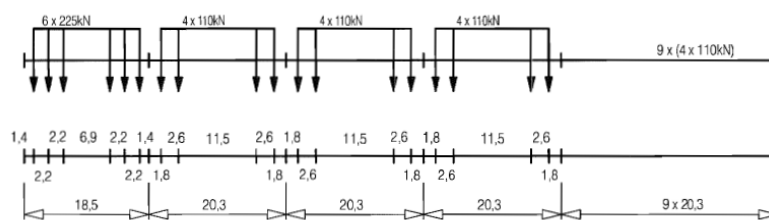


Fig.2.1 – Esquema de cargas de um comboio genérico

No Quadro 2.1 resumem-se as características dos comboios.

Quadro 2.1– Características dos comboios considerados

Tipo	Designação	Carga total (kN)	Velocidade de circulação (km/h)	Comprimento (m)	Carga distribuída (kN/m)	Carga máxima por eixo (kN)
1	Comboio de passageiros puxado por locomotiva	6630	200	262,1	25,3	225
2	Comboio de passageiros puxado por locomotiva	5300	160	281,1	18,9	225
3	Comboio de passageiros de alta velocidade	9400	250	385,52	24,4	200
4	Comboio de passageiros de alta velocidade	5100	250	237,6	21,5	170
5	Comboio de mercadorias	21600	80	270,3	80	225
6	Comboio de mercadorias	14310	100	333,1	43	225
7	Comboio de mercadorias	10350	120	196,5	52,7	225



8	Comboio de mercadorias	10350	100	212,5	48,7	225
9	Comboio suburbano de múltiplas unidades	2960	120	134,8	22	130
10	Metropolitano	3600	120	129,6	27,8	150
11	Comboio pesado de mercadorias	11350	120	198,5	57,2	250
12	Comboio pesado de mercadorias	11350	100	212,5	53,4	250

Nos Quadros 2.2, 2.3 e 2.4 apresentam-se as combinações de tráfego acima referidas, cujos volumes anuais correspondem a aproximadamente 25 milhões de toneladas por ano.

Quadro 2.2 – Tráfego normal com menos de 22,5 t/eixo

Tipo do comboio	Número de comboios por dia	Massa do comboio (t)	Volume de tráfego (10 <sup>6</sup> t/ano)
1	12	663	2,9
2	12	530	2,32
3	5	940	1,72
4	5	510	0,93
5	7	2160	5,52
6	12	1431	6,27
7	8	1035	3,02
8	6	1035	2,27
<b>TOTAL</b>	<b>67</b>	<b>-</b>	<b>24,95</b>

Quadro 2.3 – Tráfego pesado com até 25 t/eixo

Tipo do comboio	Número de comboios por dia	Massa do comboio (t)	Volume de tráfego ( $10^6$ t/ano)
5	6	2160	4,73
6	13	1431	6,79
11	16	1135	6,63
12	16	1135	6,63
TOTAL	51	-	24,78

Quadro 2.4 – Tráfego ligeiro com menos de 22,5 t/eixo

Tipo do comboio	Número de comboios por dia	Massa do comboio (t)	Volume de tráfego ( $10^6$ t/ano)
1	10	663	2,4
2	5	530	1,0
5	2	2160	1,4
8	190	296	20,5
TOTAL	207	-	25,3

É ainda definido um modelo de cargas LM71, esquematizado na Figura 2.2, que representa o efeito estático do carregamento vertical do tráfego normal, requerido pelo Eurocódigo 3 para avaliação simplificada da fadiga, afetado pelo fator dinâmico  $\phi_2$ , conforme apresentado em 2.2.3.

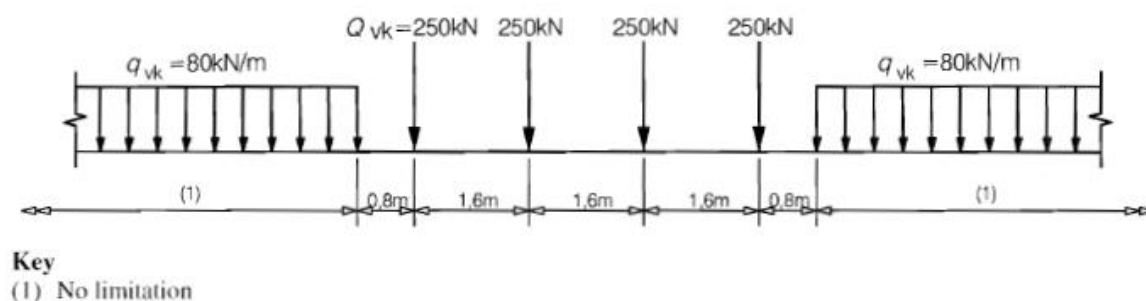


Fig.2.2 – Esquema de cargas LM71

### 2.2.3. NECESSIDADE DE AVALIAÇÃO DINÂMICA

A passagem de comboios, designadamente de alta velocidade, pode desencadear uma resposta dinâmica da estrutura que agrave relevantemente a resposta estática. A necessidade de se fazer uma análise dinâmica pode ser resumida com o fluxograma da Figura 2.3, presente no Eurocódigo 1:

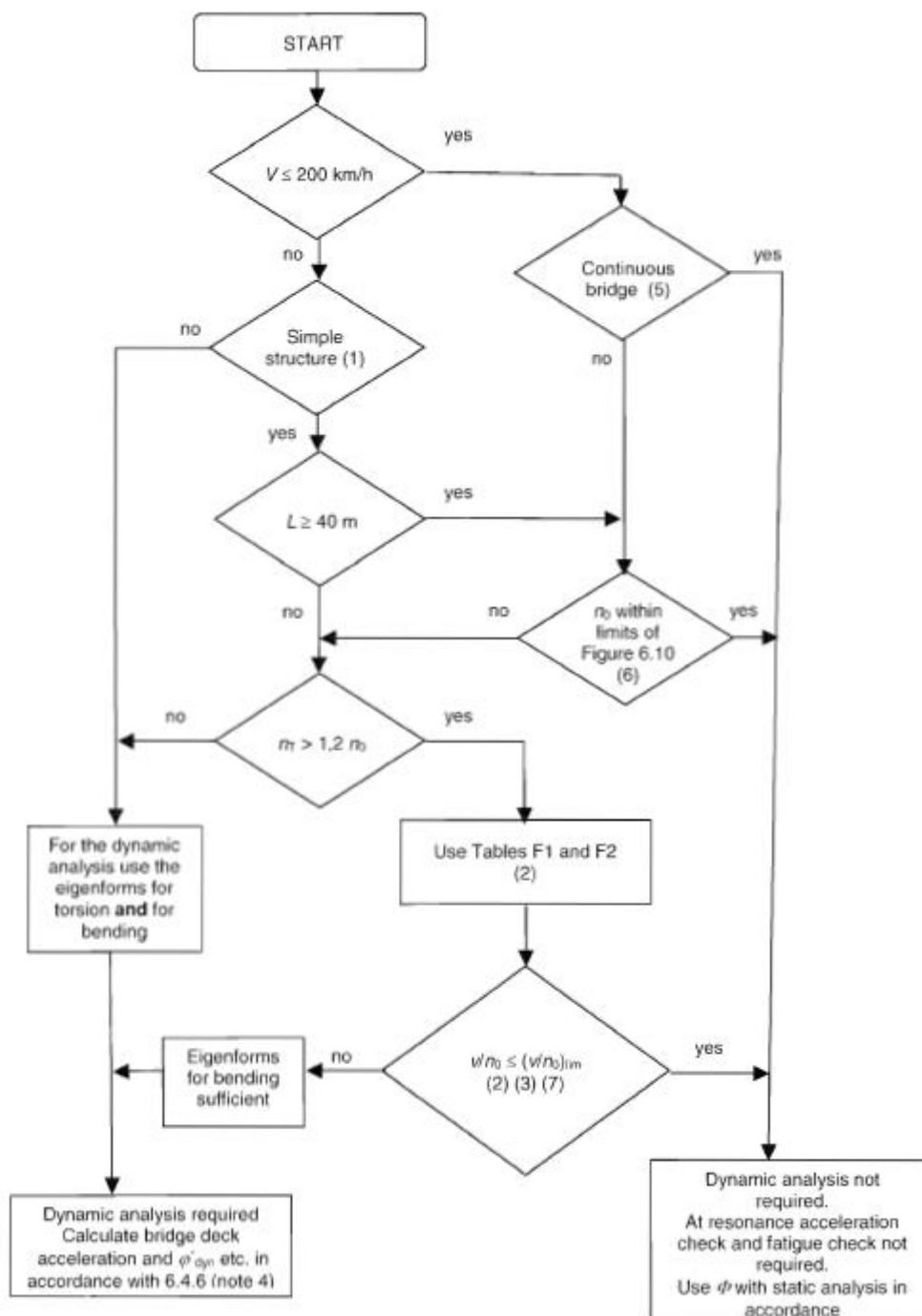


Fig.2.3 – Necessidade de avaliação dinâmica (Adaptado do Eurocódigo 1)

Das duas saídas possíveis do fluxograma, quando a análise dinâmica não é requerida, pode considerar-se a amplificação dinâmica de cada comboio real (RT), de acordo com o Anexo D, como sendo:

$$(1 + \frac{1}{2} \cdot (\varphi' + \varphi''/2)) \quad (2.1)$$

Esta expressão tem em conta o efeito médio em 100 anos de vida útil.

Por outro lado, quando é necessária a análise dinâmica, pode ser calculado o fator  $\varphi'_{dyn}$ , que relaciona a resposta dinâmica e a resposta estática da seguinte forma:

$$\varphi'_{dyn} = \max |y_{dyn}/y_{stat}| - 1 \quad (2.2)$$

Assim, o dimensionamento da estrutura deverá reger-se pelo valor mais desfavorável entre

$$(1 + \varphi'_{dyn} + \varphi''/2) \times \begin{pmatrix} HSLM \\ ou \\ RT \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

e

$$\varphi \times (LM71 + SW/0) \quad (2.4)$$

A Secção 6.4.6.6. do Eurocódigo 1 (Parte 2) determina que a verificação à fadiga deve ainda ter em consideração acréscimos de tensão resultantes da oscilação de elementos estruturais devido à vibração livre desencadeada pelo impacto das cargas a alta velocidade, à magnitude dos efeitos dinâmicos em ressonância e aos ciclos de tensão adicionais em ressonância.

#### 2.2.4. DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES ATUANTES

De acordo com os termos empregues pela Parte 1-9 do Eurocódigo 3, são distinguidos três tipos de tensões atuantes: tensão nominal, tensão nominal modificada e tensão geométrica.

A tensão nominal é definida como “tensão no material base ou numa soldadura adjacente à localização potencial de uma fenda, calculada pela teoria elástica excluindo qualquer efeito de concentração de tensões”. Tomando como exemplo uma viga sujeita a flexão composta, esta tensão teria um valor que seria simplesmente

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M}{w} \quad (2.5)$$

Já a tensão nominal modificada corresponde à tensão nominal “majorada por um fator apropriado de concentração das tensões  $k_f$ ”, que tem em consideração a concentração de tensões que surge junto às discontinuidades geométricas, como furos ou mudanças de secção. Caso este efeito não se deva a pormenores construtivos não patentes no Eurocódigo, o fator  $k_f$  pode ser calculado através do método dos elementos finitos.

A tensão geométrica, ou hot-spot, é definida como “tensão na zona termicamente afetada”, correspondendo ao máximo da tensão principal junto ao pé da solda e considera a concentração de tensões.

Relativamente aos modelos desenvolvidos para o cálculo de tensões, o mesmo Eurocódigo refere a necessidade de considerar todos os efeitos, incluindo distorção, e de serem baseados na análise linear elástica. No caso de estruturas treliçadas compostas por secções tubulares podem ser utilizados

modelos simplificados com ligações rotuladas. Neste caso, são fornecidos fatores  $k_1$  que permitem considerar os efeitos dos momentos de segunda ordem, conforme as ligações sejam com afastamento ou sobreposição, tipo de ligação (N, K ou KT), secção circular ou retangular, e conforme se tratem de cordas, verticais ou diagonais.

O Eurocódigo indica ainda que as tensões nominais devem ser calculadas em estado limite de utilização e nos locais onde potencialmente possa ocorrer iniciação de fenda. As grandezas relevantes no material de base são a tensão nominal normal,  $\sigma$ , e tensão nominal de corte,  $\tau$ . Já para a solda, é relevante determinar a tensão normal perpendicular ao eixo do cordão,  $\sigma_{\perp f}$ , que corresponde à raiz da soma dos quadrados de  $\sigma_{\perp f}$  e  $\tau_{\perp f}$ , e a tensão de corte paralela ao eixo do cordão,  $\tau_{\parallel f}$ , conforme se observa na Figura 2.4.

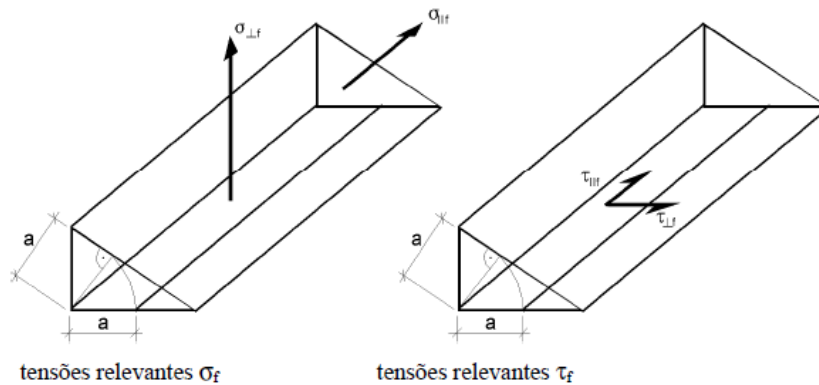


Fig.2.4 – Direção das tensões nos cordões de soldadura

#### 2.2.5. DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA

Tratando-se a fadiga de um fenómeno decorrente da aplicação de numerosos ciclos de tensão, a sua resistência é expressa como uma relação entre a amplitude desses ciclos e o número de ciclos para que ocorra dano em determinados pormenores típicos. Esta relação é representada através da proporção entre o logaritmo da amplitude dos ciclos ( $\log \Delta\sigma_R$  ou  $\log \Delta\tau_R$ ) e o logaritmo do número de ciclos ( $\log N$ ). O conjunto destas curvas é conhecido como curvas S-N. No Eurocódigo 3, cada curva é designada pelo valor da tensão (em  $N/mm^2$ ) resistente para 2 milhões de ciclos,  $\Delta\sigma_C$  ou  $\Delta\tau_C$ .

Contudo, a relação apresentada não é linear, verificando-se que determinados intervalos de tensão não contribuem para o dano, independentemente do número de ciclos em que estão presentes. No caso de um carregamento a amplitude constante, no que diz respeito a tensões normais, este intervalo é designado por  $\Delta\sigma_D$ . Nesses casos, a curva S-N é composta por um tramo com declive 1/3 para  $N < 5$  milhões. Este tramo é coincidente com o caso de um carregamento com amplitude variável, se todos os ciclos forem inferiores a  $\Delta\sigma_D$ . Se os ciclos não forem todos inferiores a  $\Delta\sigma_D$ , então entre os  $N=5$  milhões e  $N=100$  milhões, o declive da reta muda para 1/5. O valor do intervalo para  $N=100$  milhões é  $\Delta\sigma_L$  e corresponde ao limite de truncatura. Qualquer ciclo com amplitude inferior não contribui para a acumulação de dano, independentemente de se tratar de carregamento a amplitude constante ou variável. Observam-se na Figura 2.5 as 14 curvas S-N presentes no Eurocódigo 3, a que correspondem as categorias dos pormenores construtivos.

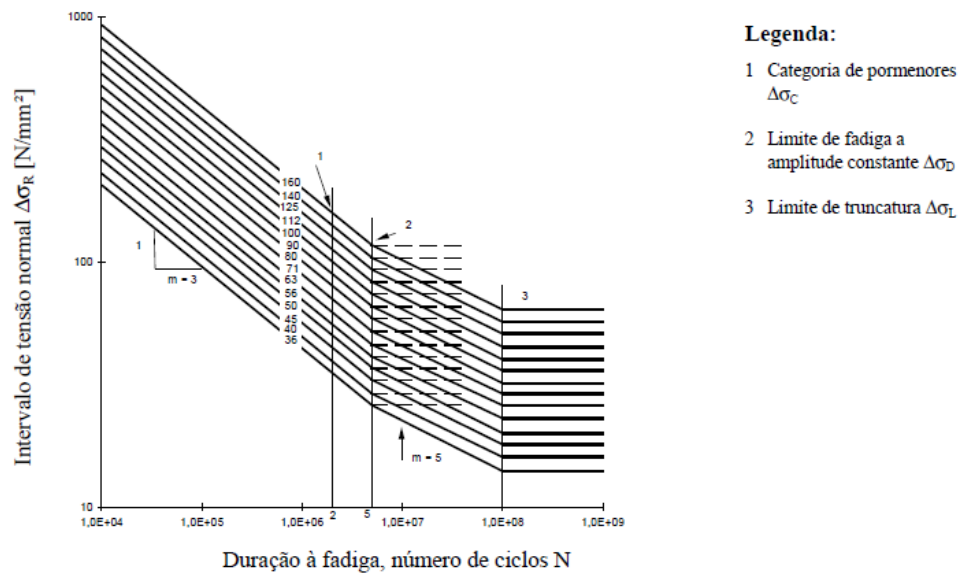
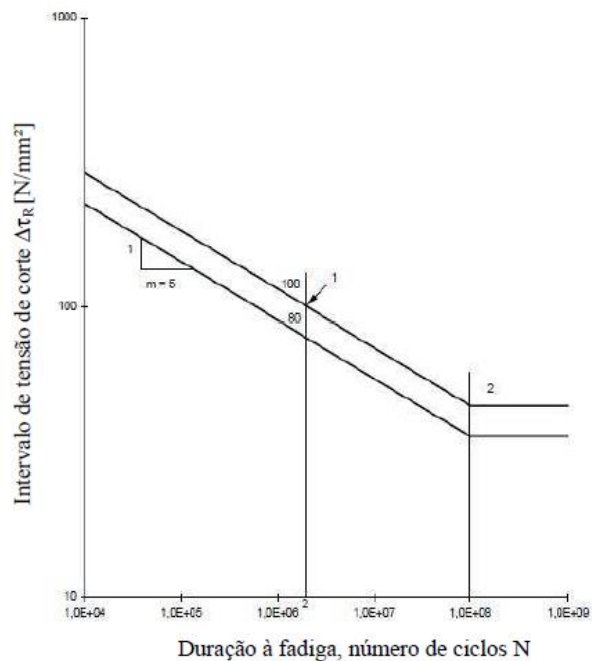


Fig.2.5 – Curvas S-N para tensões normais (Adaptado do Eurocódigo 3)

Tratamento semelhante têm as curvas para tensões de corte, apresentadas na Figura 2.6, apesar de estarem presentes apenas duas no Eurocódigo. Nestas, a categoria é referenciada pelo intervalo de tensão resistente para 2 milhões de ciclos,  $\Delta\tau_C$ , e têm apenas uma inclinação, 1/5. O limite de truncatura,  $\Delta\tau_L$  corresponde também a 100 milhões de ciclos.



**Legenda:**

- 1 Categoria de pormenores  $\Delta\tau_C$
- 2 Limite de truncatura  $\Delta\tau_L$

Fig.2.6 – Curvas S-N para tensões de corte (Adaptado do Eurocódigo 3)

O Eurocódigo apresenta ainda uma formulação alternativa para pormenores classificados com  $\Delta\sigma C^*$ , nos quais pode ser considerada uma categoria superior, desde que o limite de fadiga a amplitude constante seja o valor a 10 milhões de ciclos, em vez de 5 milhões.

É ainda notório de referência o facto do Eurocódigo permitir a realização de ensaios experimentais para determinar a resistência de detalhes não previstos nas tabelas.

## 2.2.6 COEFICIENTE PARCIAL DE RESISTÊNCIA À FADIGA

Os valores a que as curvas S-N se referem são característicos e por isso devem ser reduzidos através de um coeficiente parcial de resistência  $\gamma_{Mf}$ . A definição deste coeficiente prende-se com a relação entre o método de verificação e a gravidade das consequências da rotura. Com efeito, o Eurocódigo 3 preconiza dois métodos. No método do dano controlado, prevê-se uma estrutura cujos pormenores permitam baixa velocidade de propagação das fendas, que seja fácil e regularmente inspecionada e com redundância suficiente para permitir transferência das cargas. No método do tempo de vida garantido, o tempo de vida que é condicionado pela fadiga não deve ser inferior ao tempo idealizado nas verificações dos estados limites últimos. No primeiro método,  $\gamma_{Mf}$  assume o valor de 1 para consequências pouco importantes e de 1,15 para consequências importantes e no segundo método estes valores são, respetivamente, 1,15 e 1,35.

## 2.2.7. MÉTODO DA TENSÃO DE DANO EQUIVALENTE

O método da tensão de dano equivalente permite de forma simplificada conduzir uma verificação à fadiga, tendo por base intervalos de tensão oriundos de cargas regulamentares. Contudo, é apenas aplicável a casos em que se dispensa a análise dinâmica e se adota o fator  $\varphi$ .

O Eurocódigo 3 apresenta as seguintes verificações sob carregamento de fadiga, incluindo o caso de ação simultânea de tensões normais e de corte:

$$\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E2}}{\Delta\sigma_c/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (2.6)$$

$$\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_{E2}}{\Delta\tau_c/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (2.7)$$

$$\left( \frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E2}}{\Delta\sigma_c/\gamma_{Mf}} \right)^3 + \left( \frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_{E2}}{\Delta\tau_c/\gamma_{Mf}} \right)^5 \leq 1 \quad (2.8)$$

em que:

$$\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \lambda_1 \times \lambda_2 \lambda_i \times \dots \times \lambda_n \times \Delta\sigma(\gamma_{Ff} Q_k) \quad (2.9)$$

$$\gamma_{Ff} \Delta\tau_{E,2} = \lambda_1 \times \lambda_2 \lambda_i \times \dots \times \lambda_n \times \Delta\tau(\gamma_{Ff} Q_k) \quad (2.10)$$

$\Delta\sigma(\gamma_{Ff}Q_k)$  e  $\Delta\tau(\gamma_{Ff}Q_k)$  correspondem ao intervalo de tensões decorrente de um carregamento de fadiga regulamentar e  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $\lambda_3$  e  $\lambda_4$  refletem, respetivamente, a influência do tipo de tráfego e linha de influência, volume de tráfego, vida útil e presença de tráfego em mais que uma via.

#### 2.2.8. MÉTODO DO DANO ACUMULADO

De forma a obter resultados mais realistas para o desempenho à fadiga, mostra-se necessário dispor de um método mais realista, que analise o historial de tensões no detalhe em estudo quando sujeito a um carregamento real. Assim, no Anexo A do Eurocódigo 3 (parte 1-9) é apresentado o método do dano acumulado.

Na Figura A.1 do mesmo, é referido o modo de funcionamento do método. Em primeiro lugar, são estabelecidos os casos de carregamento, conforme o tráfego conhecido noutras estruturas. De seguida, e conforme o carregamento, é obtido o historial de tensões no detalhe.

Dada a natureza de amplitude variável do historial de tensões, é necessário contar quantos ciclos ocorrem para cada intervalo de tensões, através de métodos como o da gota de água (ASTM, A.E., 2003). Uma vez contados, os ciclos podem ser agrupados de forma a construir um espectro, relacionando quantos ciclos ( $n_i$ ) se verificam para cada intervalo de tensões ( $\sigma_i$ ). A cada intervalo  $\sigma_i$  corresponde também um dado número de ciclos necessários até à rotura ( $N_i$ ), obtido através da curva de fadiga do detalhe. Finalmente, pode ser determinado o dano ( $D$ ), que corresponde ao somatório da razão entre cada  $n_i$  e  $N_i$ . Este somatório é conhecido como Regra de Palmgren-Miner.(Miner, M., 1945)

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (2.11)$$

Segundo o Eurocódigo 3, este valor, que é adimensional, deve ser limitado a 1,0.

### 2.3. METODOLOGIAS AVANÇADAS

#### 2.3.1. LIMITAÇÕES DAS METODOLOGIAS CORRENTES

As metodologias apresentadas anteriormente baseiam-se em pressupostos que, apesar de permitirem análises expeditas num contexto prático, não são universalmente aplicáveis a todos os detalhes de todas as estruturas. Esta limitação é particularmente patente nos pormenores cuja geometria não permite identificar a tensão nominal, bem como nos pormenores não incluídos nas tabelas. A determinação de tensões nominais é também alvo de incerteza no caso de estruturas complexas em que o cálculo pelo método dos elementos finitos seja uma necessidade. A dependência de curvas S-N conhecidas para tensões nominais pode também conduzir a análises excessivamente conservativas, dada a dispersão de dados que está na origem da sua formulação.



### 2.3.2. PRINCÍPIOS GERAIS DO MÉTODO HOT-SPOT

A definição das tensões nominais apenas tem em consideração os efeitos globais e locais macrogeométricos, admitindo somente comportamento linear elástico. Para considerar efeitos de concentração de tensões junto ao pé da solda (Fig. 2.7), local de potencial início de fendilhação, pode calcular-se a tensão hot-spot. O nome que se dá a esta tensão deriva do facto de ocorrer um acréscimo de temperatura devido à deformação plástica do material.

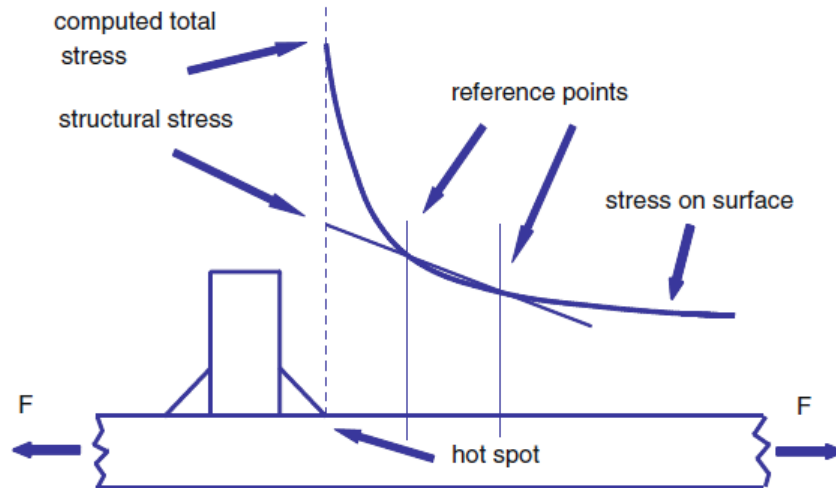


Fig.2.7 – Concentração de tensões no pé de um cordão de soldadura adaptado de Hobbacher, A. (2009)

Junto ao pé da solda, o valor da tensão é elevado, devido à existência simultânea de esforço axial (que origina  $\sigma_m$ , de *membrane*), momento (que origina  $\sigma_b$ , de *bending*) e um pico de tensão não-linear ( $\sigma_{nlp}$ ) (Fig. 2.8). Este efeito deve-se ao efeito de entalhe no pé da solda.

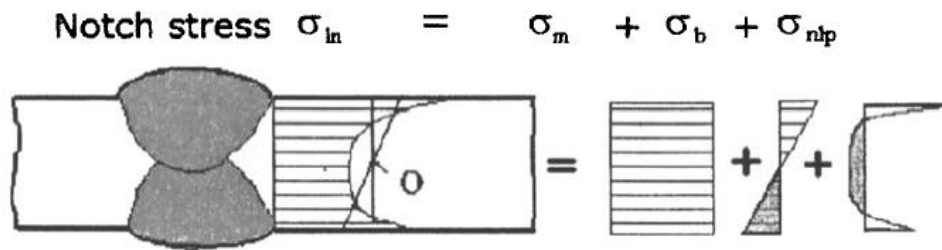


Fig.2.8 – Decomposição do estado de tensão adaptado de Niemi, E. [et al.] (2006)

O âmbito da tensão hot-spot é excluir a participação da tensão não-linear. Para tal, é extrapolado um valor inferior a esta a partir de pontos mais afastados do pé da solda.

A abordagem através do método hot-spot é indicada para casos em que a tensão variável seja perpendicular ao pé da solda. Também pode ser aplicado em casos em que se verifique um estado de tensão biaxial, desde que a direção da tensão principal ( $\sigma_1$ ) não tenha um desvio superior a  $60^\circ$  relativamente à perpendicular do pé da solda. (Hobbacher, A., 2009)

### 2.3.3. DETERMINAÇÃO DE TENSÕES

A tensão hot-spot pode ser obtida através de um modelo de elementos finitos, no qual são indicados pontos de referência através dos quais se pode efetuar uma extrapolação. Para tal, distinguem-se dois tipos de hot-spots – os de tipo a), no pé da solda na superfície de uma chapa e os de tipo b), no pé da solda na borda de uma chapa – representados na Figura 2.9.

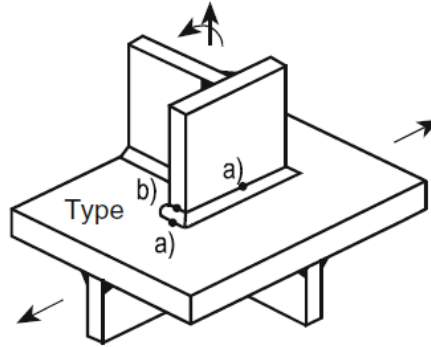


Fig.2.9 – Tipos de hot-spot, adaptado de Hobbacher, A. (2009)

A modelação em elementos finitos pode ser feita recorrendo a elementos de casca ou sólidos. Num modelo com elementos de casca, em que são recomendados os de 8 nós (Hobbacher, A., 2009), estes representam o plano médio das chapas, não sendo modelada a solda. Nos modelos sólidos, adequam-se os elementos de 20 nós. Nestes modelos, a solda deve ser também modelada.

A malha pode ser efetuada tendo em atenção o tipo de hot-spot e os pontos de extrapolação. Nos hot-spots tipo a), pode fazer-se uma malha mais grossa, de dimensão igual à espessura da chapa ( $t$ ), avaliando a tensão a  $0,5t$  e a  $1,5t$ , ou uma malha mais fina, avaliando a tensão a  $0,4t$  e  $1,0t$ . A tensão hot-spot ( $\sigma_{hs}$ ) é dada como a extrapolação linear até ao pé da solda destes valores, e pode ser determinada, para hot-spots tipo a), da seguinte forma (Hobbacher, A., 2009), respetivamente para as referidas malhas fina ou grossa:

$$\sigma_{hs} = 1,5 \cdot \sigma_{0,5t} - 0,5 \cdot \sigma_{1,5t} \quad (2.12)$$

$$\sigma_{hs} = 1,67 \cdot \sigma_{0,4t} - 0,67 \cdot \sigma_{1,0t} \quad (2.13)$$

Em alternativa à extrapolação linear, pode ser feita uma extrapolação quadrática, caso a variação da tensão não-linear seja particularmente intensa, através de avaliação da tensão a distâncias  $0,4t$ ,  $0,9t$  e  $1,4t$ .  $\sigma_{hs}$  é então:

$$\sigma_{hs} = 2,52 \cdot \sigma_{0,4t} - 2,24 \cdot \sigma_{0,9t} + 0,72 \cdot \sigma_{1,4t} \quad (2.14)$$

Já nos hot-spots do tipo b), não há dependência da espessura da chapa, pelo que os pontos são dados em absoluto. Estes são, em malha fina, 4, 8 e 12mm, e, em malha grossa, os pontos médios de elementos de 10mm. Assim, a tensão hot-spot é dada, respetivamente, por:

$$\sigma_{hs} = 3 \cdot \sigma_{4mm} - 3 \cdot \sigma_{8mm} + \sigma_{12mm}$$

(2.15)

$$\sigma_{hs} = 1,5 \cdot \sigma_{5mm} - 0,5 \cdot \sigma_{15mm} \quad (2.16)$$

Na Figura 2.10, associam-se as expressões apresentadas aos tipos de hot-spot e de malha.

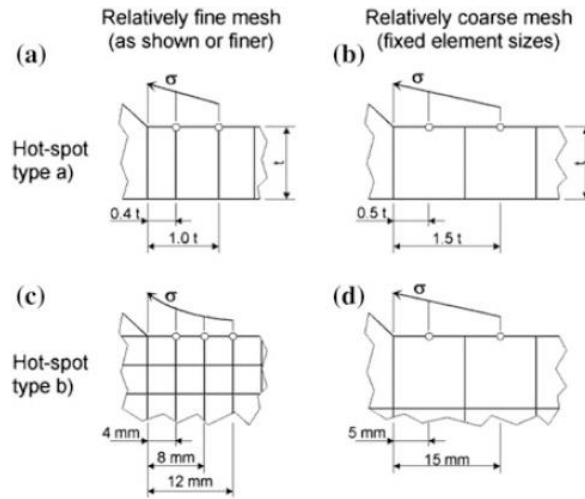


Fig.2.10 – Pontos para extrapolação conforme tipo de hot-spot e malha, adaptado de Niemi, E. [et al.] (2006)

Em estruturas já existentes, a tensão hot-spot pode ser extrapolada através da medição de extensões superficiais, com extensômetros colocados em posições semelhantes às indicadas anteriormente.

Nos casos de estado de tensão multiaxial, o procedimento mais correto é extrapolar cada componente ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$ ) e só então determinar a tensão principal. Contudo, na generalidade dos casos correntes, é suficiente partir logo da tensão principal nos pontos de extrapolação.

Na presença de estruturas com ligações tubulares, outras considerações devem ser tidas em conta. Ainda que o Eurocódigo não apresente disposições particulares para este caso, a sua ocorrência é comum nas estruturas *off-shore*, e encontra-se referenciada na norma DNV-RP-C203 (2005). Esta admite a obtenção de tensões hot-spot através de extrapolação linear, mas a definição dos pontos está sujeita a características dos elementos estruturais, designadamente raio e espessura, e localização das tensões na ligação, conforme se apresenta na Figura 2.11 e no Quadro 2.5.

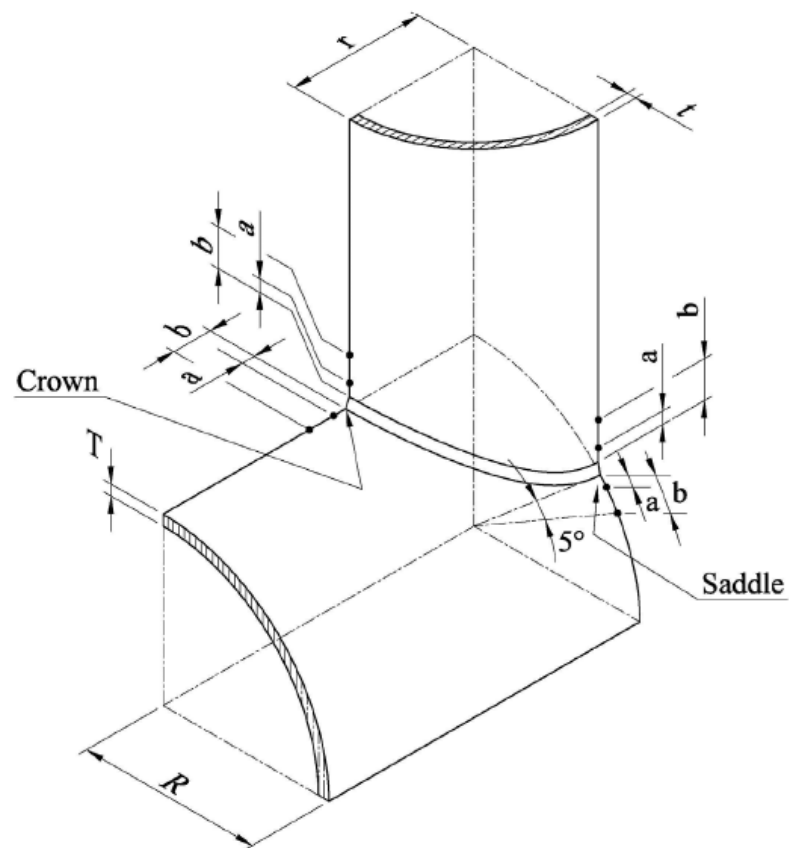


Fig.2.11 – Pontos de extrapolação para ligações tubulares, adaptado de DNV (2005)

Quadro 2.5 Distância dos pontos de extrapolação, adaptado de DNV (2005)

Tensão ao longo da superfície da barra perpendicular ao pé da solda	
a	$0.2\sqrt{rt}$
b	$0.2\sqrt{rt}$
Tensão ao longo da superfície do banzo perpendicular ao pé da solda transversal à direção principal do banzo (crown)	
a	$0.2\sqrt{RT}$
b	$0.4\sqrt[4]{rtRT}$
Tensão ao longo da superfície do banzo perpendicular ao pé da solda paralela à direção principal do banzo (saddle)	
a	$0.2\sqrt{RT}$
b	$2\pi R \frac{5}{360} = \frac{\pi R}{36}$

#### 2.3.4. CURVAS DE RESISTÊNCIA

À semelhança do Eurocódigo, as normas IIW também classificam as curvas S-N com um número, designado por FAT, que indica o intervalo de tensões correspondente a 2 milhões de ciclos. Contudo, nas curvas para tensão normal, admite declive constante  $m=3$  e limite de truncatura para  $10^7$  ciclos – abordagem idêntica à do Eurocódigo para os pormenores  $\Delta\sigma C^*$ . As curvas para tensão de corte têm uma configuração semelhante às do Eurocódigo – declive constante  $m=5$  e limite de truncatura para  $10^8$  ciclos. As duas normas diferem nas categorias de pormenores que apresentam, podendo ver-se na Figura 2.12 as categorias IIW.


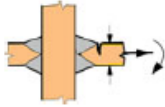
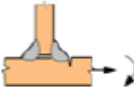
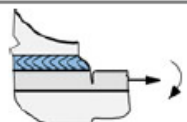

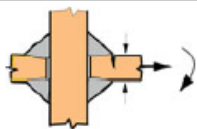
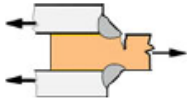
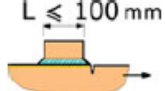
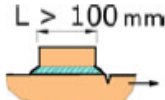
No.	Structural detail	Description	Requirements	FAT Steel	FAT Alu.
1		Butt joint	As welded, NDT	100	40
2		Cruciform or T-joint with full penetration K-butt welds	K-butt welds, no lamellar tearing	100	40
3		Non load-carrying fillet welds	Transverse non-load carrying attachment, not thicker than main plate, as welded	100	40
4		Bracket ends, ends of longitudinal stiffeners	Fillet welds welded around or not, as welded	100	40
5		Cover plate ends and similar joints	As welded	100	40
6		Cruciform joints with load-carrying fillet welds	Fillet welds, as welded	90	36
7		Lap joint with load carrying fillet welds	Fillet welds, as welded	90	36
8		Type "b" joint with short attachment	Fillet or full penetration weld, as welded	100	40
9		Type "b" joint with long attachment	Fillet or full penetration weld, as welded	90	36

Fig.2.12 – Categorias de resistência hot-spot à fadiga, adaptado de Hobbacher, A. (2009)

O Eurocódigo 3 não apresenta os pormenores 7, 8 e 9 do IIW, apesar de permitir uma categoria superior, 112, para soldaduras de topo com penetração total (detalhe 1 no IIW), com soldaduras afagadas por máquina.

Uma vez que se tratam de curvas S-N obtidas experimentalmente para carregamentos a amplitude constante, Niemi, E. [et al.] (2006) propõe alterações às curvas quando o carregamento é de amplitude variável. Argumentando que a limitação do dano decorrente da regra de Palmgren-Miner pode ser mais próxima de 0,5 do que de 1, justifica a inclusão de ciclos de amplitude inferior ao limite de truncatura. Para tal, propõe uma curva com um único declive sem limite de truncatura ou uma curva com dois declives, conforme se representa na Figura 2.13.

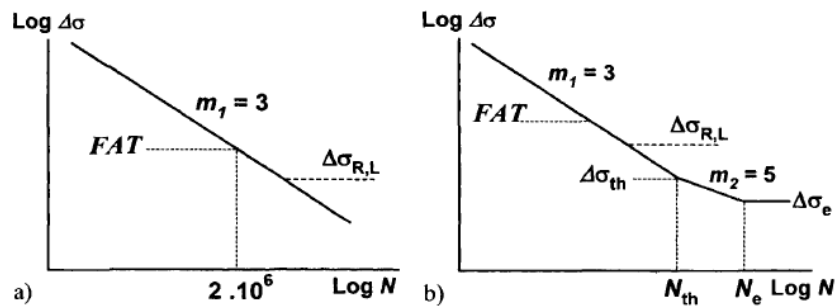


Fig.2.13 – Curvas S-N para tensões hot-spot, adaptado de Niemi, E. [et al.] (2006)

Na segunda abordagem, propõe  $N_{th}=2 \times 10^7$  (de threshold) e  $N_e=2 \times 10^9$  (de *effective*).

Apresenta-se na Figura 2.14 uma síntese da abordagem, adaptada de Ladinek, M. [et al.] (2016).

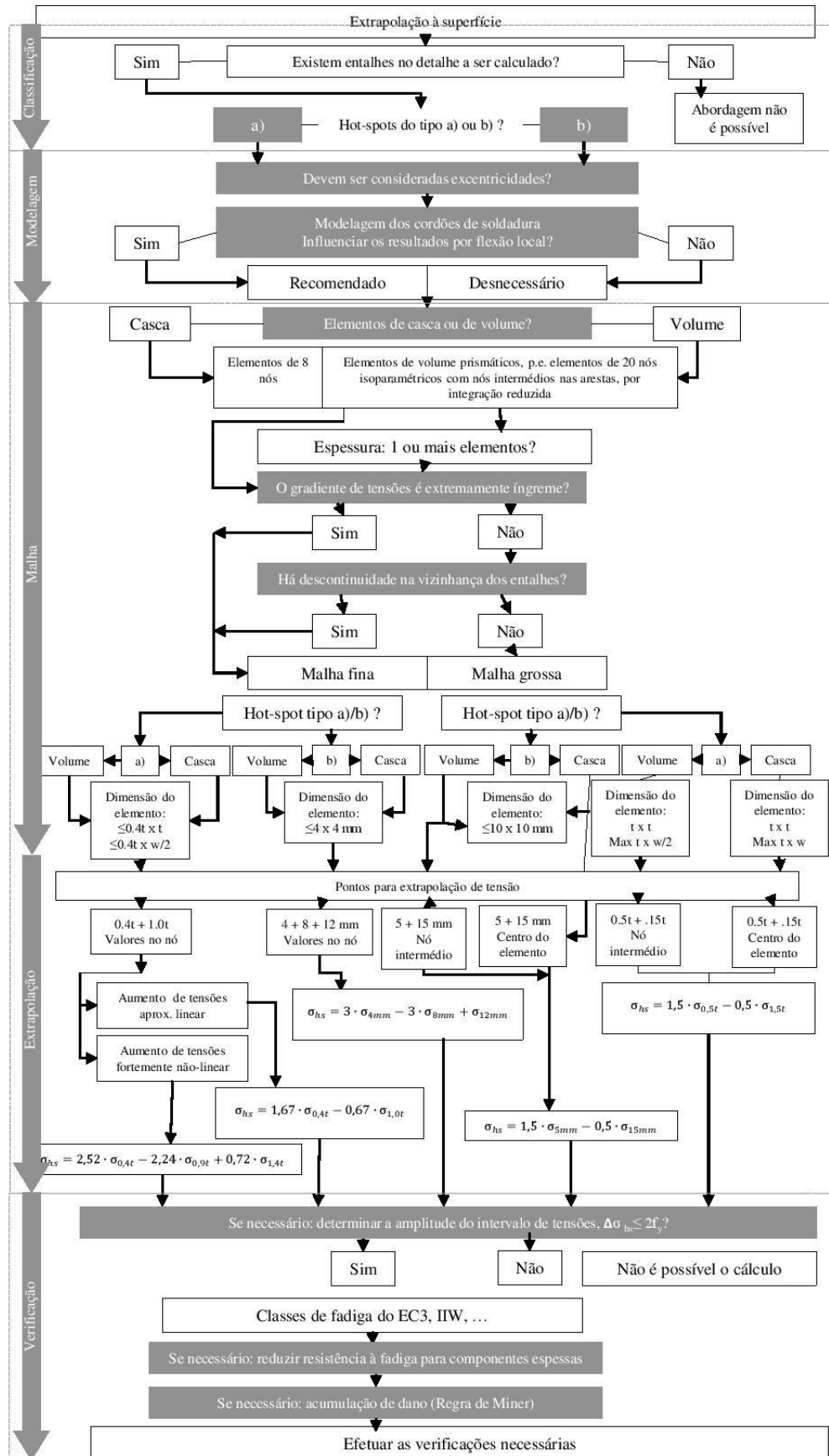


Fig.2.14 – Síntese da abordagem hot-spot, adaptado de Ladinek, M. [et al.] (2016)

### 2.3.5. LIMITAÇÕES DO MÉTODO HOT-SPOT

O método hot-spot não é isento de limitações, e estas devem-se principalmente à sua dependência relativamente ao método dos elementos finitos. O valor extrapolado da tensão hot-spot não é independente da escolha dos pontos nem do tipo ou grau de refinamento da malha. Para colmatar a sensibilidade relativa à malha de elementos finitos, surgem trabalhos mais recentes como Dong, P. (2001), que propõe uma análise das tensões de equilíbrio em toda a espessura a uma dada distância do pé da solda, como alternativa à extrapolação pela superfície.

Por outro lado, este método está limitado ao início de fendilhação devido à fadiga localizado exclusivamente no pé de um cordão de solda, o que requer uma análise prévia do detalhe que comprove tal hipótese, quer por análise numérica, quer por observação laboratorial ou de campo (Akhlaghi, F., 2009).

### 2.3.6. OUTRAS ABORDAGENS

Conforme foi referido, as tensões hot-spot incluem efeitos locais de acumulação de tensão, mas excluem o pico de tensão não-linear, visível na Figura 2.15. De forma a incluí-lo, pode ser ainda determinada uma tensão efetiva de entalhe, que tem em conta esse efeito. A IIW recomenda alguns princípios para a modelação dos entalhes em elementos finitos.

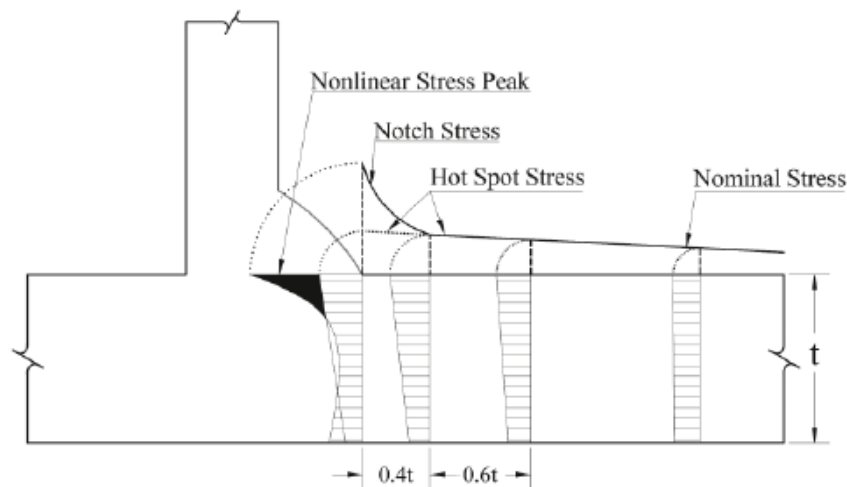


Fig.2.15 – Inclusão do pico de tensão não-linear, adaptado de Ladinek, M. [et al.] (2016)



## 3

## CASO DE ESTUDO: MODELO DINÂMICO DE UM VIADUTO FERRÓVIÁRIO EM VIA DE ALTA VELOCIDADE

### 3.1. CARACTERIZAÇÃO DA ESTRUTURA

#### 3.1.1. LOCALIZAÇÃO E PROPÓSITO

A estrutura em estudo, visível na Figura 3.2, é um tramo do viaduto de acesso da ponte ferroviária do Rio Sado, em Alcácer do Sal, integrante da Linha do Sul das Infraestruturas de Portugal (linha 37 na Figura 3.1), que liga Lisboa ao Algarve, pela estação de Tunes. Esta ponte foi contruída em 2010 como parte de uma secção da linha conhecida como Variante de Alcácer (linha 68 na Figura 3.1). A sua construção teve como propósito o cumprimento de metas estratégicas, quer devido à capacidade de tráfego relativo ao Porto de Sines, quer reduzindo o tempo de viagem entre Lisboa e o Algarve, trazendo mais passageiros das estradas para a ferrovia (Albuquerque, C.M.C., 2015). O projeto foi desenvolvido pelas empresas GRID, de Lisboa, e Greisch, de Liège.

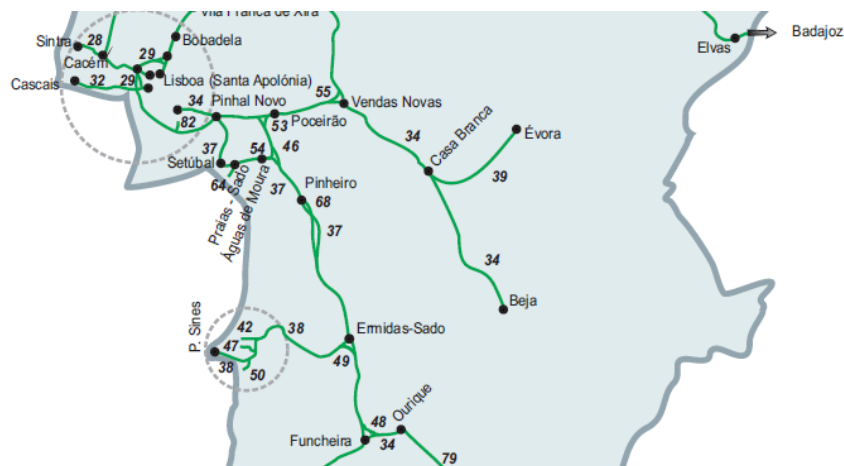


Fig.3.1 – Mapa da rede ferroviária do Sul (diretório REFER 2017, adaptado)



Fig.3.2 – Vista geral da ponte (Mourão, 2010)

### 3.1.2. VISÃO GERAL DA ESTRUTURA

A estrutura completa, isto é, a ponte e os viadutos norte e sul, tem um comprimento total de 2,7 km. A ponte ocupa 480 m, com 3 vãos de 160 m, e os viadutos perfazem 225 m, com vãos de 45 e 37,5 m. O viaduto norte, de 1115 m, e a ponte, têm um alinhamento reto, enquanto que o viaduto sul tem uma curva de 800 m após os 175 m iniciais em reta. Apresenta-se na Figura 3.3 a vista em planta da estrutura completa.

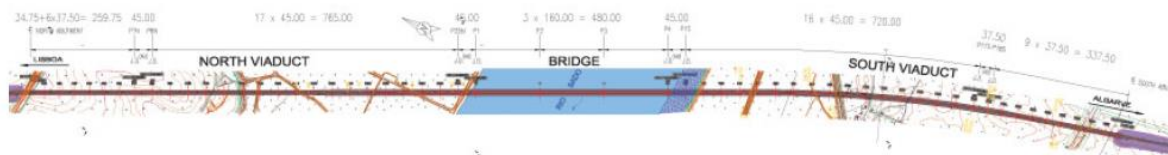


Fig.3.3 Vista em planta da ponte, adaptado de Reis, A. [et al.] (2010)

A solução estrutural da secção é mista, com laje em betão. No viaduto, a secção é composta por duas vigas longitudinais devidamente contraventadas, conforme é detalhado em 3.1.3. Na ponte, a secção é em caixão, trapezoidal. A largura é variável, com 13 m na maior parte do desenvolvimento dos viadutos, mas aumenta para 15,7 m na ponte, para comportar o arco *bowstring*. O tráfego dá-se apenas numa das linhas, proporcionado um carregamento assimétrico, ainda que esteja prevista futuramente a instalação de capacidade nos dois sentidos.

O tabuleiro dos viadutos é contínuo na sua maioria, sendo intercalado com tramos designados por “neutros”, que são simplesmente apoiados. Foi assim conseguida a instalação dos aparelhos de apoio, devido a imposições dos requisitos sísmicos. O presente trabalho incide sobre um desses tramos, que não tem continuidade com a restante estrutura.

A estrutura foi concebida com aço S355 NL, tirando alguns elementos dos aparelhos de apoio feitos em aço S460 NL, e betão da categoria C 40/50, armado com aço com 500 MPa de tensão de cedência.

Os projetistas referem que a fadiga foi condicionante para o dimensionamento da estrutura em aço (Reis, A. [et al.], 2010). A abordagem a este problema em projeto foi feita com o carregamento do

comboio de fadiga LM71, considerando 15 milhões de toneladas por ano e um tempo de vida de 100 anos, cumprindo a seguinte verificação:

$$\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E2} \leq \frac{\Delta \sigma_C}{\gamma_{Mf}} \quad (3.1)$$

$$\Delta \sigma_{E2} = \lambda \varphi_2 \Delta \sigma_{LM71} \quad (3.2)$$

Foram adotados os coeficientes  $\gamma_{Ff}=1$ ,  $\gamma_{Mf}=1,35$  (método de verificação do tempo de vida garantido e consequências importantes),  $\varphi_2=1,1$  e  $\lambda$  de acordo com a parte 2 do Eurocódigo 3, o que configura uma aborgagem conservativa.

### 3.1.3 CARACTERÍSTICAS DO VIADUTO

A secção transversal das longarinas do viaduto tem uma altura de 2600 mm e espessura na alma variável entre 25 mm no apoio e 16 mm a meio vão, com um banzo superior de largura 700 mm e espessura a variar entre 40 mm no apoio e 90 mm a meio vão e um banzo inferior de largura 1000 mm, cuja espessura varia entre 60 mm no apoio e 120 mm no vão. Esta configuração suporta uma laje de betão armado de espessura variável na direção transversal do tabuleiro, entre um máximo de 40 cm no centro da via e 20 cm para ambos os lados. A cada 7,5 m encontra-se um diafragma vertical em treliça, concretizado com perfis tubulares de diâmetros 139,7 mm e 193,7 mm e espessura 8 mm. Nas secções de apoio, o diâmetro é de 193,7 mm e a espessura é de 12 mm. Os banzos inferiores são ligados com meio perfil laminado HEA 400 e as almas são enrijecidas com meios perfis laminados IPE 400. Ao colocar os perfis HEA 400, o projetista pretende obter uma secção equivalente a caixa, melhorando a deformabilidade e vibrações de torção devido à excentricidade da carga ferroviária (Reis, A. [et al.], 2010). Entre cada diafragma existe ainda um enrijecedor transversal. Apresenta-se na Figura 3.4 o corte transversal do viaduto e na Figura 3.5 a vista vertical dos diafragmas.

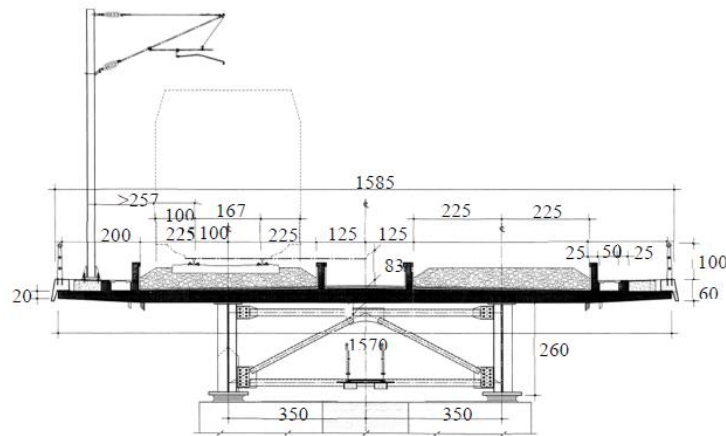


Fig.3.4 – Corte transversal do viaduto, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a).

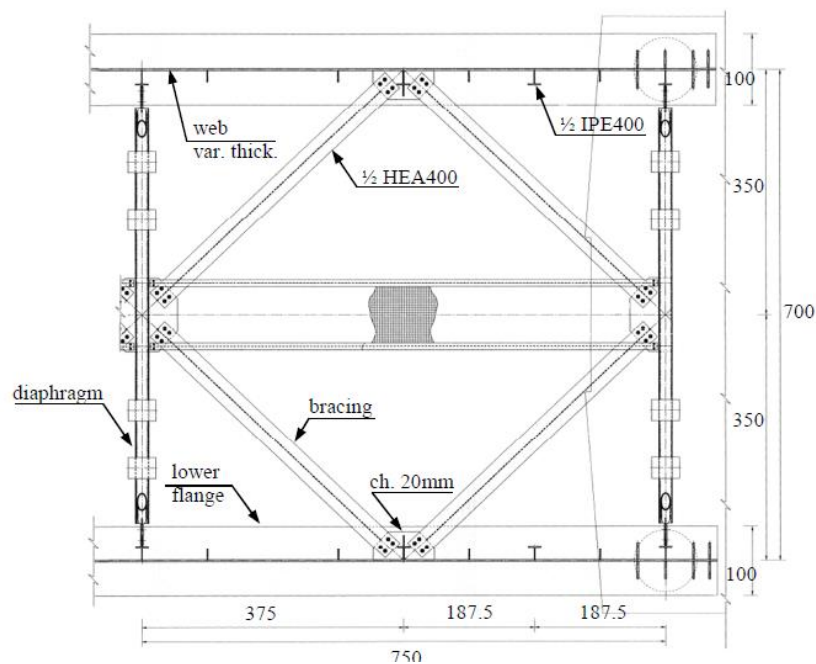


Fig.3.5 – Vista vertical dos diafragmas, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a)

### 3.1.4 DETALHES CRÍTICOS

Sendo a construção da ponte principalmente conseguida através de ligações soldadas, verifica-se a ocorrência de vários detalhes de potencial iniciação de fendas devida à fadiga. Análises numéricas conduzidas anteriormente (Alencar, G. [et al.], 2016a) permitiram identificar os detalhes mais relevantes e as suas categorias, correspondentes à resistência à fadiga para 2 milhões de ciclos  $\Delta\sigma_C$ , conforme o Eurocódigo, para uma análise baseada em tensões nominais. Apresenta-se de seguida, por ordem decrescente de categoria, a classificação dos detalhes:

- A ligação entre o banzo inferior da longarina e o enrijecedor 1/2 IPE 400, considerando como tensão nominal a tensão normal máxima na direção longitudinal, foi classificada com a categoria 80.
- A ligação de topo entre banzos inferiores na localização da mudança de espessura, onde existe um furo, foi classificada com a categoria 71.
- A ligação entre os perfis tubulares e a chapa de ligação nos diafragmas, foi classificada com a categoria 63. Esta ligação é conseguida com um entalhe no tubo e chapas finas no topo do mesmo. Neste caso, a tensão nominal foi calculada através das forças normais no diagrama.
- A ligação soldada entre a alma da longarina e a chapa à qual estão aparafusados os elementos estruturais 1/2 HEA 400, foi classificada com a categoria 56. A tensão nominal foi determinada da forma semelhante aos detalhes 80 e 71.

Apresentam-se na Figura 3.6 a localização dos referidos detalhes e na Figura 3.7 uma visão mais próxima, na qual se pode ver também a direção principal das tensões.

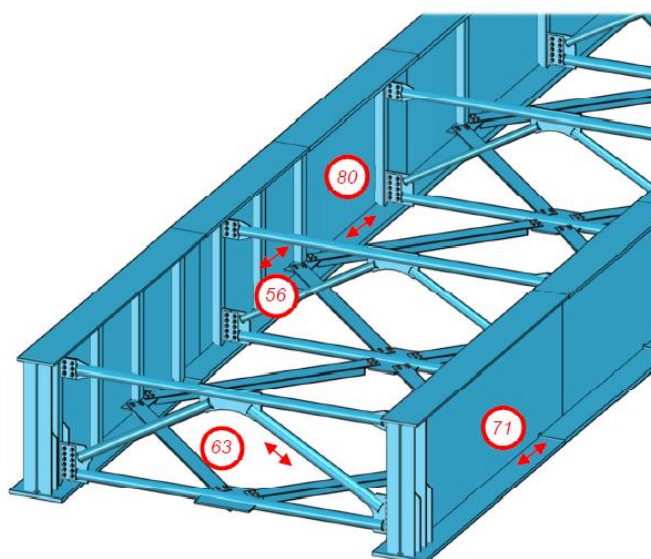


Fig.3.6 – Localização dos detalhes na estrutura, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a)

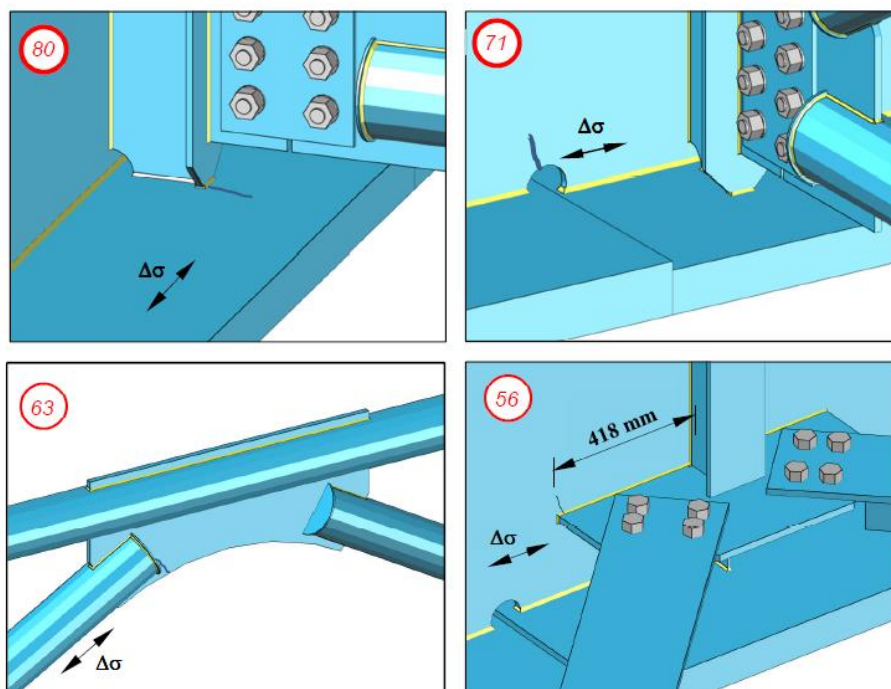


Fig.3.7 – Vista dos detalhes, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016a)

Para presente trabalho foram desenvolvidos modelos de cálculo para os dois últimos detalhes, doravante referidos respetivamente como Detalhe B e Detalhe A, por se tratarem os mais críticos perante a potencial acumulação de dano. Contudo, o Capítulo 4 refere-se exclusivamente ao detalhe A, dada a quantidade de dados gerados pelas análises. No caso do Detalhe A, esta decisão prende-se com a dificuldade a definir a tensão nominal e com o facto de surgir flexão para fora do plano. A Figura 3.8 mostra a concentração desse efeito, no caso de um carregamento estático de um comboio.

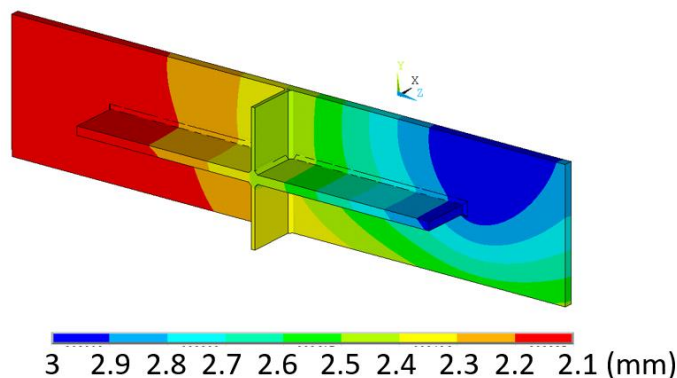


Fig.3.8 – Deslocamento para fora do plano da alma

Relativamente ao Detalhe B, a sua análise é pertinente dada a dificuldade em definir uma curva de fadiga. O próprio projetista considera que poderá ser FAT71 ou 63 (Eurocódigo 3), FAT63 ou 45 (IIW), FAT68 ou 43 (BS7609) ou FAT90 ou 71 (DNV). Este detalhe, tratando-se de um diafragma na extremidade apoiada longitudinalmente, é também um local de concentração de tensões, por comparação com os outros diafragmas, devido aos efeitos de torção a que está sujeito (Figueiredo, H., 2007). Esta relação está patente na Figura 3.9, obtida para o carregamento de um comboio de fadiga regulamentar, em que surge uma carga máxima de tração no diafragma na ordem dos 180 kN, o que corresponde a uma tensão superior a 26 MPa.

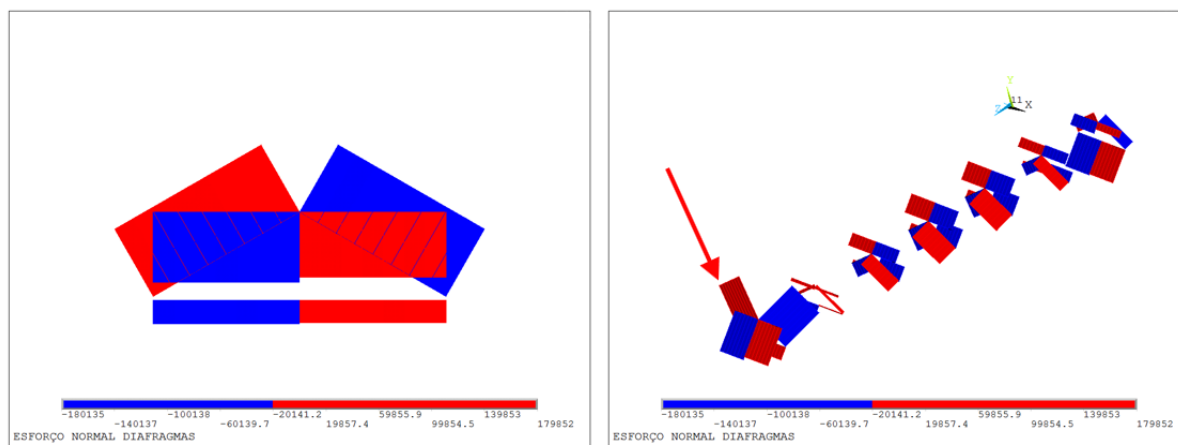


Fig.3.9 – Esforços de tração/compressão nas secções tubulares

## 3.2. MODELAÇÃO EM ELEMENTOS FINITOS

### 3.2.1. NECESSIDADE DE MODELAÇÃO

No capítulo anterior foi dado particular destaque ao método hot-spot para determinar as tensões relevantes de fadiga, tendo sido referida a utilidade deste para análise de situações em que surjam dificuldades em determinar as tensões nominais. Com efeito, os detalhes estruturais apresentados compreendem uma complexidade que não permite discernir diretamente tensões nominais pela forma como estas são classicamente entendidas. Ou seja, não é viável nem fiel à realidade conceber modelos estruturais simplificados, como reduzir uma longarina a uma barra contínua, dada a variabilidade das



propriedades da secção composta e a presença de diafragmas e enrijecedores. Torna-se assim imperativo recorrer ao método hot-spot e, por conseguinte, modelar a estrutura em elementos finitos.

### 3.2.2. MODELOS GLOBAIS

#### 3.2.2.1. Modelo base

A modelação deste tramo do viaduto teve por base o modelo desenvolvido originalmente por Alencar, G. [et al.] (2016a). Trata-se de um modelo desenvolvido no programa comercial ANSYS e com recurso à linguagem APDL – ANSYS Parametric Design Language. Os modelos desenvolvidos no âmbito deste trabalho foram feitos na versão 17.2 do programa. A utilização da linguagem APDL permite fornecer instruções em texto ao programa, nas várias fases de uma análise de elementos finitos (modelação, resolução e pós-processamento), sem recorrer à interface gráfica, tornando possível que um programa distinto, como o MATLAB, faça correr e comunique com o ANSYS em diferentes tipos de análises.

O modelo tido por base recorre a cinco tipos de elementos finitos distintos: elementos sólidos (SOLID185), elementos de casca (SHELL181), elementos de barra (BEAM44), elementos de massa (MASS21) e elementos infinitamente rígidos (MPC184), apresentados de acordo com a nomenclatura do ANSYS. As Figuras 3.10 e 3.11 esquematizam os referidos elementos.

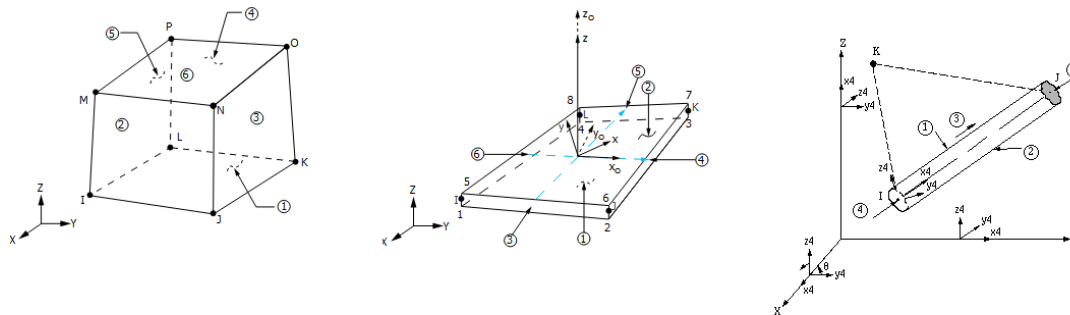


Fig.3.10 – Esquema dos elementos finitos sólido, de casca e de barra, adaptado de ANSYS (1998)



Fig.3.11 – Esquema dos elementos finitos de massa e infinitamente rígidos, adaptado de ANSYS (1998)

As travessas, palmilhas e balastro foram discretizadas com os elementos sólidos, mas apenas do lado em que a via tem tráfego. Do outro lado, foram empregues os elementos de massa para representar o peso do balastro. Outros elementos não estruturais estão também reproduzidos com elementos de massa, cujo valor tem em consideração a área de influência de cada nó. Os elementos de casca

encontram-se presentes na modelação do tabuleiro de betão, das vigas longitudinais (alma e banzos) e dos enrijecedores verticais. Os perfis dos diafragmas, as vigas de retenção do balastro no tabuleiro e os carris foram modelados com os elementos de barra, cuja posição corresponde ao centro de gravidade dos elementos estruturais. Por fim, os elementos infinitamente rígidos asseguram a compatibilidade de deslocamentos e rotações entre os nós da laje e os nós inferiores do balastro e do banzo superior das longarinas.

A dimensão média da malha neste modelo é de 0,5 m, o que permite reduzir o tempo de processamento, comparando com modelos mais discretizados. No total, este modelo tem 23592 nós, 39243 elementos e 141552 graus de liberdade. Apresentam-se na Figura 3.12 quatro visualizações do modelo.

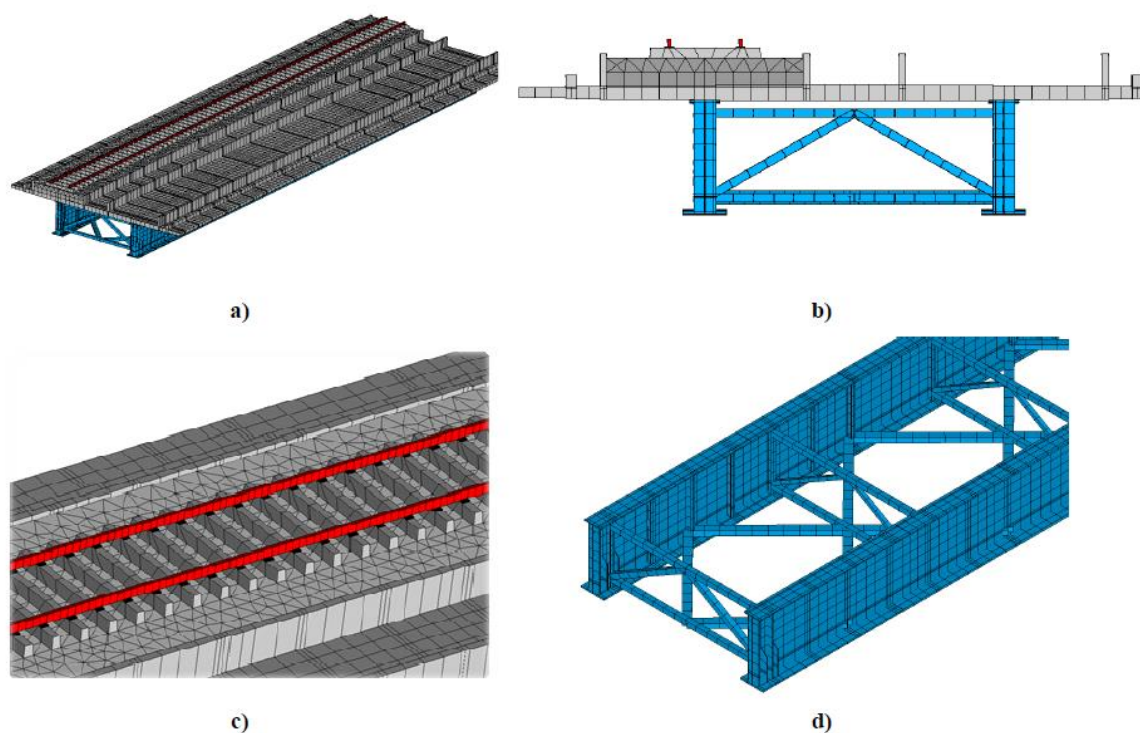


Fig.3.12 – Vista geral do modelo de base, adaptado de Alencar, G. [et al.] (2016b)

### 3.2.2.2. Modelo para cálculo do detalhe A

Partindo do modelo apresentado na secção anterior, foi desenvolvido um modelo com vista a determinar tensões no hot-spot da extremidade da chapa soldada lateralmente à longarina, o detalhe A. Nesta fase, optou-se por privilegiar uma abordagem que dá prioridade ao refinamento progressivo da malha em redor do detalhe em vez do procedimento de submodelação, que será abordado mais à frente. Assim, o processo de cálculo é simplificado não comprometendo a implementação do método hot-spot. A malha foi refinada localmente, mas com o cuidado de ser regular na vizinhança imediata do detalhe, conforme ilustra a 3.13.



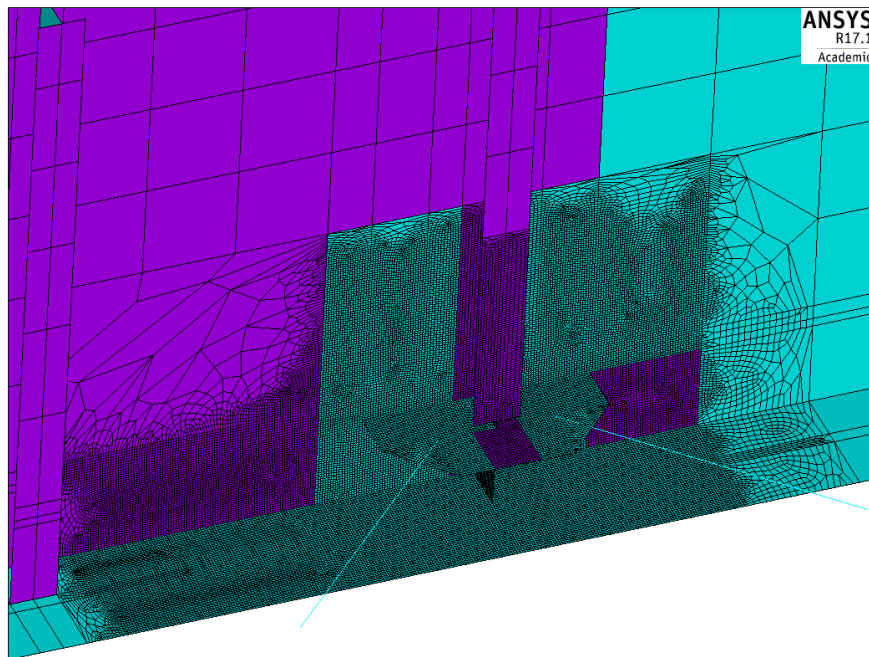


Fig.3.13 – Malha de elementos finitos na vizinhança do detalhe

A concentração de tensões dá-se do lado da alma em direção, conforme se verifica na Figura 3.14, que representa tensões principais  $\sigma_1$  para a estrutura sujeita ao seu peso próprio, o que indica tratar-se de um hot-spot do tipo a).

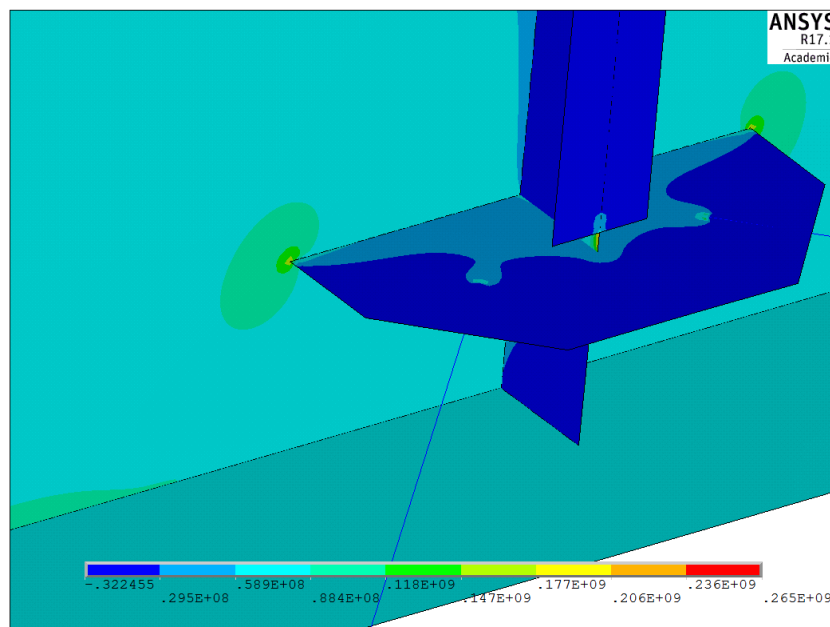


Fig.3.14 – Tensões principais nos elementos de casa; estrutura sujeita ao peso próprio

Quer a alma quer a chapa soldada têm uma espessura ( $t$ ) de 20 mm. Foi escolhida uma dimensão mínima da malha equivalente a  $0,5 t = 10$  mm. Note-se que os tipos de elementos de casca que compõem o modelo que serve de base são o SHELL181, um elemento de 4 nós. Assim, os pontos de

extrapolação de tensões a 0,5 t e 1,5 t correspondem a tensões nodais. A Figura 3.15 evidencia a regularidade da malha conseguida em redor do hot-spot e indica os pontos de extrapolação.

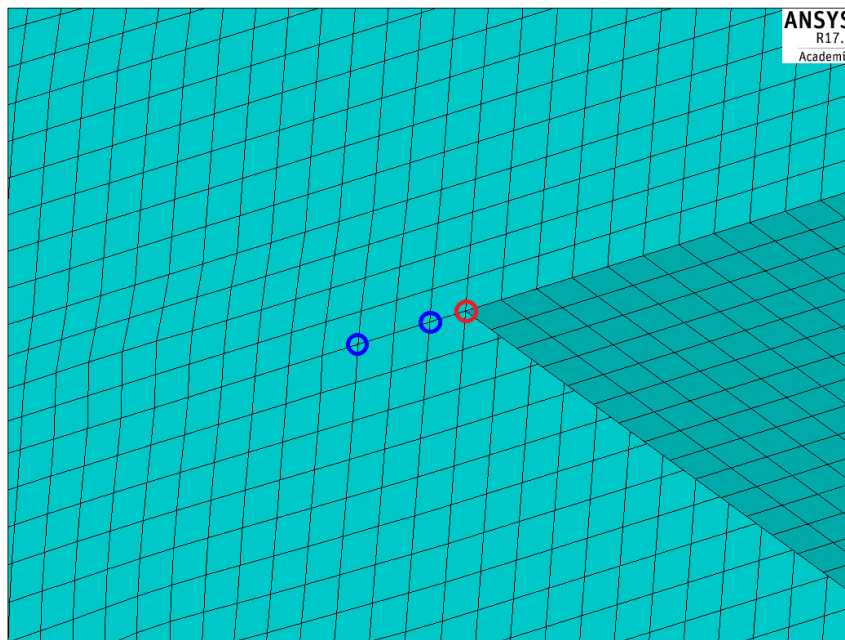


Fig.3.15 – Pontos para extrapolação das tensões (a azul) e hot-spot (a vermelho)

Relativamente ao modelo global anteriormente apresentado, o presente modelo difere também na secção adotada nos elementos de barra que compõem o diafragma, que passa de quadrangular a coroa circular. Esta mudança não só aproxima o modelo à realidade como auxilia a validação da técnica de modelação apresentada em 3.2.2.3.

### 3.2.2.3. Modelo para cálculo do detalhe B

Para o detalhe B optou-se também por desenvolver um modelo com um refinamento progressivo da malha em redor do ponto de concentração de tensões. Contudo, o modelo de base representa os diafragmas apenas com elementos de barra, coincidentes num nó. Essa modelação não reproduz a real complexidade da ligação, que se dá através de uma chapa soldada aos perfis tubulares entalhados. Assim, e para melhor representar a geometria local, foi feita a modelação do detalhe com elementos de casca, posicionados no eixo médio da chapa e no raio médio dos perfis tubulares, conforme se apresenta na Figura 3.16.

De forma a manter a ligação dos elementos de barra ao restante modelo, apenas parte do diafragma foi modelada com elementos de casca. Trata-se, portanto, de uma aplicação do método de acoplamento de dimensões mistas, conhecido por MDC (Mixed-Dimensional Coupling Method). Este método para transição entre tipos de elementos distintos consiste em condicionar os graus de liberdade da região de fronteira dos elementos de casca relativamente aos graus de liberdade de um nó *master* no elemento de barra. É assim criada uma região rígida, que garante compatibilidade de deslocamentos e equilíbrio de tensões (Yan, F. [et al.], 2016), visível na Figura 3.17.

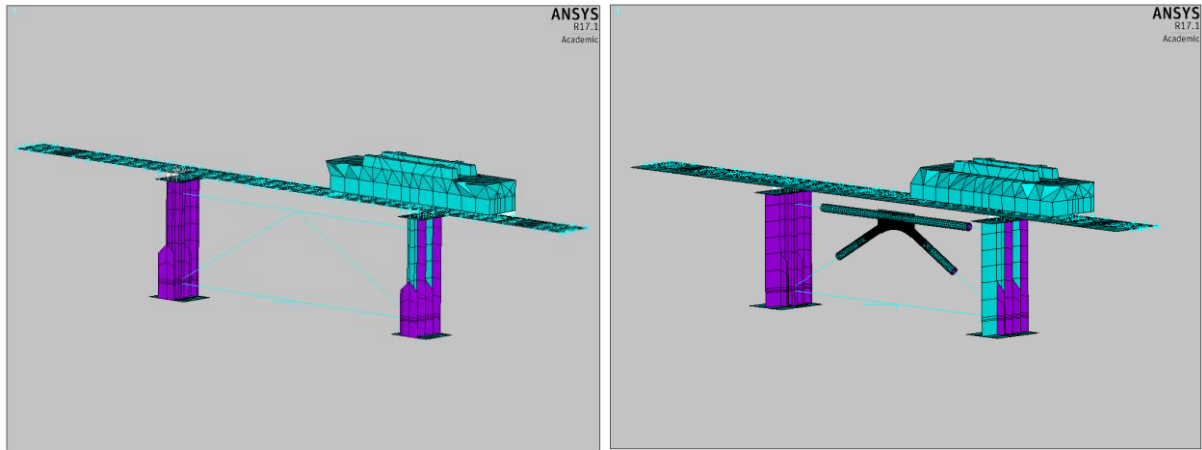


Fig.3.16 – Comparação entre o modelo com barras e o modelo com elementos de casca

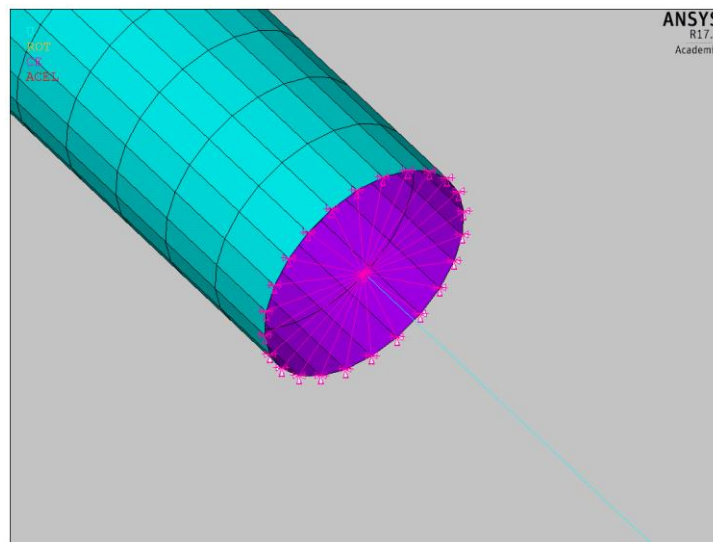


Fig.3.17 – Imposição das condições-fronteira na interface barra-casca

Tal como no modelo para o detalhe A, a dimensão da malha é refinada progressivamente até ao detalhe, de forma a tornar o processo de cálculo mais eficiente, conforme se observa na Figura 3.18. A dimensão final da malha mais detalhada foi condicionada pelas exigências do método hot-spot. Conforme foi referido no capítulo anterior, as recomendações para identificação dos pontos de extrapolação de tensões em ligações tubulares dependem do raio ( $r$ ) e da espessura ( $t$ ) dos perfis tubulares. Apesar de não existirem recomendações diretamente relacionadas com o caso de um tubo entalhado soldado a uma chapa, optou-se por considerar os pontos a distâncias  $0.2\sqrt{rt}$  e  $0.65\sqrt{rt}$ . A introdução da raiz quadrada neste cálculo proporcionaria que as distâncias fossem, respetivamente, 0,006603635 m e 0,021461815 m. De modo a obter uma malha o mais regular possível, estes valores foram arredondados para 0,006 m e 0,021 m, o que permite um refinamento da malha com dimensão mínima de 6 mm. Assim, o primeiro ponto de extrapolação fica a uma distância de um elemento do hot-spot e o segundo ponto a quatro elementos, tal como se ilustra na Figura 3.19.

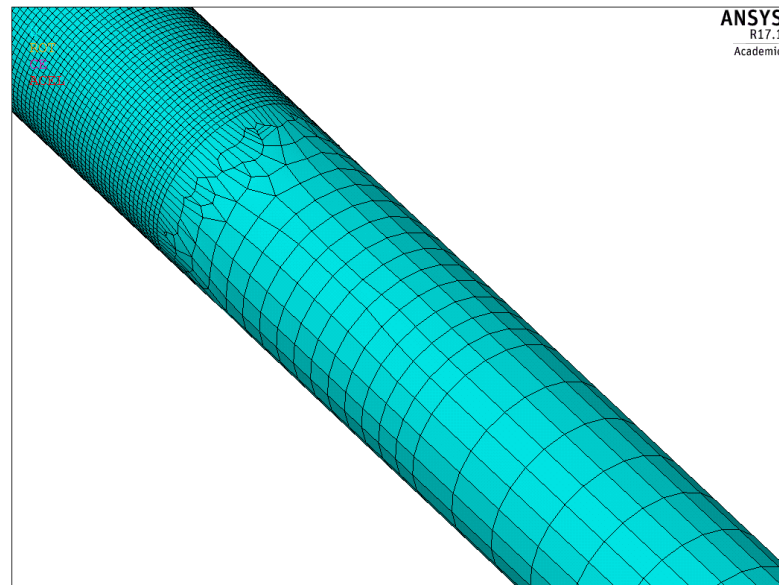


Fig.3.18 – Discretização progressiva da malha

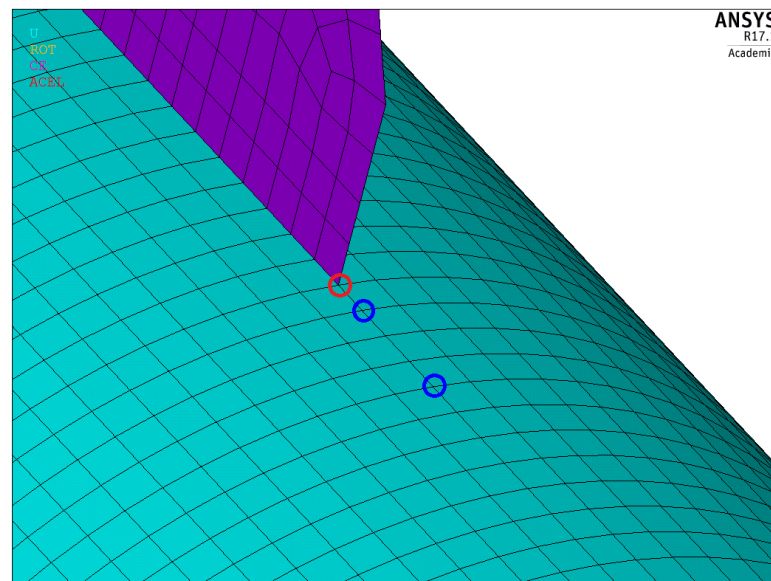


Fig.3.19 – Pontos para extrapolação de tensões (a azul) e hot-spot

Apresenta-se de seguida a equação para extrapolação das tensões hot-spot.

$$\sigma_{hs} = \frac{4}{3} \sigma_{0.006} - \frac{1}{3} \sigma_{0.024} \quad (3.3)$$

### 3.2.3. SUBMODELO

Um procedimento alternativo ao recurso a modelos globais é o da submodelação. Um submodelo é um modelo à parte do modelo global, no qual um detalhe está representado de modo mais fidedigno. Neste

caso, utilizou-se um modelo do detalhe A com elementos finitos de volume, cuja localização no espaço, relativamente ao referencial global, é coerente com o seu posicionamento no modelo global. A interação entre o modelo global e o submodelo é feita através da interpolação de um campo de deslocamentos. Uma das principais diferenças entre este submodelo e o correspondente modelo global é o facto de a solda estar modelada e não haver uma interface brusca entre a placa soldada lateralmente e a alma, como se observa na Figura 3.21.

No submodelo são definidos quais os nós que compõem a fronteira, que são de seguida exportados para um ficheiro de nós que contém as suas coordenadas. No modelo global, após ser resolvido o sistema para um dado carregamento, são extraídas as condições fronteira – deslocamentos e rotações – nas coordenadas correspondentes aos referidos nós. Estas condições são por fim aplicadas ao submodelo (Figura 3.20) e constituem o seu carregamento, podendo ser resolvido e, em pós-processamento, revelar mais detalhadamente as grandezas requeridas, tais como extensões ou tensões. No caso de se pretender efetuar uma análise modal, esta é feita ao nível do modelo global, e para cada um dos modos são extraídas as condições fronteira. Ou seja, a análise é modal no modelo global, mas estática no submodelo. É, portanto, necessário conduzir tantas análises estáticas ao submodelo quantos os modos que se extraem do modelo global.

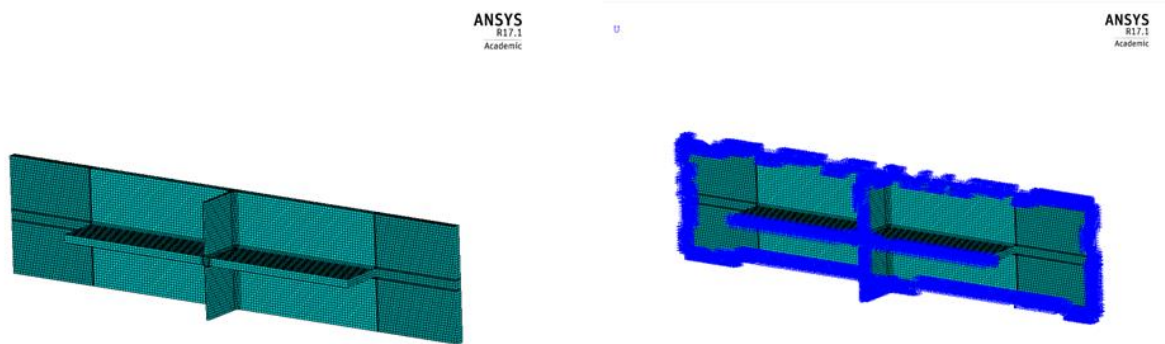


Fig.3.20 – Submodelo sem e com os deslocamentos impostos

A espessura da alma está modelada com 2 elementos e a da chapa soldada lateralmente com 3 elementos. A dimensão regular da malha na direção perpendicular ao pé da solda é de 4 mm. Os pontos de extrapolação de tensões encontram-se a 0,4 t (8 mm) e a 1,0 t (20 mm), pelo que se utiliza a equação 2.13. Observa-se na Figura 3.21 a posição de cada ponto junto ao pé da solda.

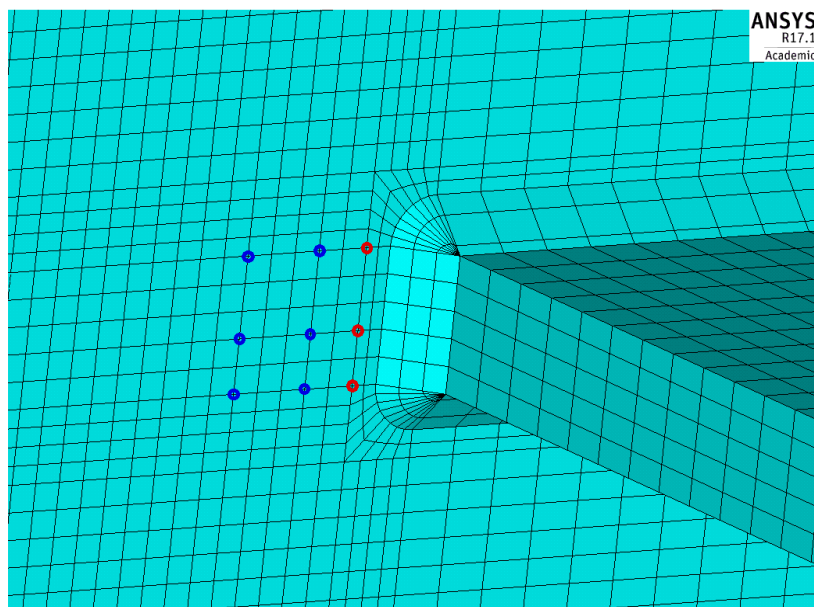


Fig.3.21 – Pontos para extrapolação (a azul) e pontos hot-spot (a vermelho)

### 3.3. CARREGAMENTO

#### 3.3.1. TIPOS DE COMBOIOS

Atualmente, em Portugal, o serviço ferroviário de alta velocidade é efetuado pelo Alfa Pendular, um comboio que circula a uma velocidade máxima de 220 km/h e cujo nome deriva da propriedade de conseguir inclinar-se na via de forma a limitar a redução de velocidade necessária nas curvas. Contudo, no âmbito deste trabalho pretende apresentar-se variedade no carregamento da estrutura, pelo que se apresentam outros comboios de alta velocidade europeus.

É possível classificar os comboios de alta velocidade, conforme a distribuição dos seus eixos, como articulados, convencionais ou regulares (Albuquerque, C.M.C., 2012). Os comboios articulados possuem bogies de dois eixos na articulação entre carruagens, os convencionais têm dois bogies por carruagem e os regulares têm apenas um eixo sob a articulação, conforme se ilustra na Figura 3.22.

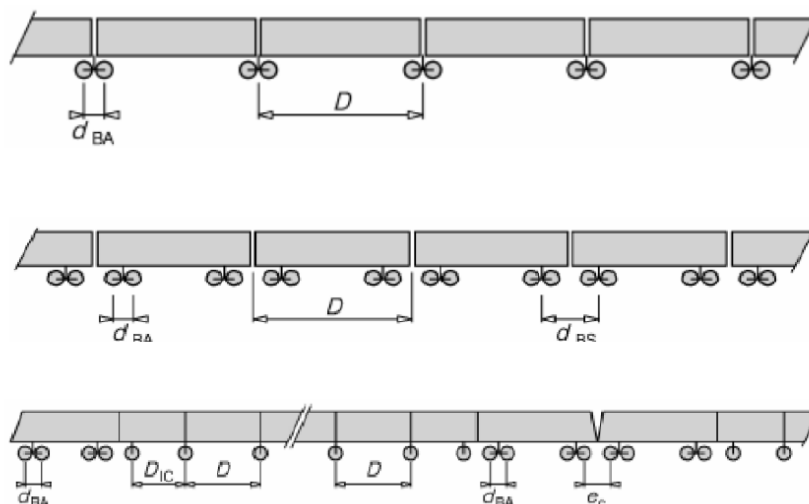


Fig.3.22 – Composição esquemática típica dos vários tipos de comboio (articulados, convencionais e regulares), adaptado de Albuquerque, C.M.C. (2012)

Neste trabalho, são analisadas as cargas dos comboios Alfa Pendular, Talgo AV2, Thalys2, Eurostar 373, X 2000, TGV Atlantique, Virgin, ICE 2 e ETR-Y-500, cujas características se resumem no Quadro 3.1. Note-se que serão considerados para velocidades de circulação de 120 a 420 km/h, de forma a obter uma maior gama de resultados.

Quadro 3.1 – Características dos comboios em análise, adaptado de Albuquerque, C.M.C. (2012) e ERRI.D214/RP9 (2001)

Comboio	Velocidade de circulação (km/h)	Tipologia	Comprimento (m)	Carga por eixo (kN)	País principal de circulação
Alfa Pendular	220	Convencional	151,200	132,8	Portugal
Talgo AV2	350	Regular	356,050	170	Espanha
Thalys 2	300	Articulado	393,340	170	Bélgica/França
Eurostar 373	300	Articulado	386,670	170	França/Inglaterra
X 2000	200	Convencional	109,000	143,25/125	Suécia
TGV Atlantique	400	Articulado	393,400	170	França
Virgin	225	Convencional	258,700	170	Reino Unido
ICE 2	330	Convencional	350,520	195/112	Alemanha
ETR-Y-500	300	Convencional	295,700	187/120	Itália



### 3.3.2. CARGAS MÓVEIS

A carga dos comboios numa análise numérica pode ser considerada através de um modelo com interação entre o comboio e a estrutura ou com cargas móveis. Uma análise com interação implica a conceção de um modelo do comboio, com todas as características de massa, inércia, amortecimento e rigidez da carruagem, dos bogies, das rodas e da suspensão. Este método é o mais exato e essencial para avaliar o conforto dos passageiros. Não obstante, dado que o objetivo é determinar tensões na estrutura, recorre-se ao método com cargas móveis, de implementação mais simples. Regista-se, contudo, que a não inclusão da massa e suspensão do comboio alteram a resposta da estrutura, o que pode ser considerado uma desvantagem do método (Albuquerque, C.M.C., 2012).

Para implementar uma análise com cargas móveis – neste caso no programa ANSYS – é necessário elaborar uma matriz com a informação dos valores nodais das forças, conforme o carregamento do comboio e a velocidade a que este circula. Apresenta-se de seguida o procedimento adotado, proposto por Albuquerque, C.M.C. (2015).

Em primeiro lugar, é determinado o tempo total da passagem do comboio, conforme o seu comprimento, o comprimento do viaduto, o ponto de partida a jusante do viaduto ( $Y_{inicial}$ ) e a velocidade de circulação.

$$t_{total}^v(s) = \frac{L_{viaduto} + L_{comboio} + |Y_{inicial}|}{\frac{v(km/h) \times 1000}{3600}} \quad (3.4)$$

Em seguida, é calculado o número de passos da análise ( $m^v$ ), consoante o incremento de tempo definido. Assim, armazenam-se na primeira coluna da matriz os instantes temporais

$$m^v = \frac{t_{total}^v}{\Delta t} + 1 \quad (3.5)$$

$$Matriz(i, 1) = t_i = (i - 1) \times \Delta t, i = 1, 2, \dots, m^v \quad (3.6)$$

É então determinado um vetor  $Y_j$  com a coordenada longitudinal de cada nó  $j$  do carril por onde passam as cargas, e  $k$  vetores  $Y_k$  com a posição de cada carga  $k$ , a uma distância  $d_k$  do primeiro eixo, num dado instante  $t_i$ .

$$Y_k(t_i) = (Y_{inicial} - d_k) + v(m/s) \times t_i \quad (3.7)$$

Por fim, tendo em conta que se trata de uma análise de elementos finitos, é necessário determinar forças nodais equivalentes, dispondo para tal da posição das cargas para cada instante e da coordenada de cada nó. É adotada uma função de forma em conformidade com a parte 2 do Eurocódigo 1, que indica que quando uma carga se encontra diretamente aplicada num nó, apenas metade do seu valor é aplicado nesse local, sendo que um quarto da carga é aplicado em cada nó adjacente. A Figura 3.23 representa o modelo de degradação das cargas, e a equação (3.8) a função de forma, que determina a componente de carga  $N$  no nó  $j$  para a carga  $k$  no instante  $t$ , com espaçamento  $a$  entre nós.



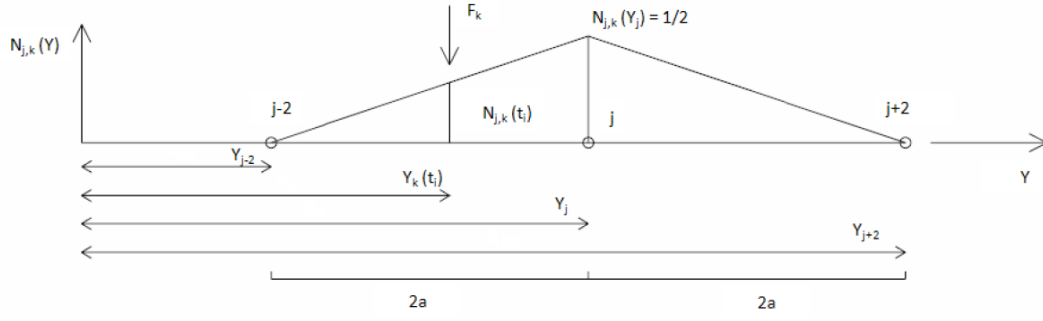


Fig.3.23 – Função de forma para distribuição das cargas, adaptado de Albuquerque, C.M.C. (2012)

$$N_{j,k}(t) = \begin{cases} \frac{1}{2} \times \frac{Y_k(t) - Y_{j-2}}{2 \times a}, & Y_{j-2} \leq Y_k(t) \leq Y_j \\ \frac{1}{2} - \frac{1}{2} \times \frac{Y_k(t) - Y_j}{2 \times a}, & Y_j \leq Y_k(t) \leq Y_{j+2} \\ 0, & Y_k(t) \notin [Y_{j-2}; Y_{j+2}] \end{cases} \quad (3.8)$$

É então possível calcular a carga total sobre cada nó  $j$  num dado instante de tempo e, por fim, construir a matriz de cargas para os  $n$  nós.

$$F_j(t_i) = \sum_k N_{j,k}(t_i) \times F_k \quad (3.9)$$

$$Matriz = \begin{bmatrix} 0 & F_1(0) & \cdots & F_n(0) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ t_i & F_1(t_i) & \cdots & F_n(t_i) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ t_{m^v} & F_1(t_{m^v}) & \cdots & F_n(t_{m^v}) \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

Fica-se deste modo na posse de informação detalhada da solicitação de cada nó, em cada instante temporal, para uma dada velocidade de circulação. Estes dados podem ser aplicados para determinar a resposta estática da estrutura num instante temporal ou como carregamento para uma análise dinâmica com recurso a sobreposição modal, conforme será detalhado nas secções seguintes.

### 3.4. METODOLOGIA DE ANÁLISE DINÂMICA

#### 3.4.1. RESPOSTA ESTÁTICA E DINÂMICA

No Capítulo 2 foram referidos os critérios regulamentares que exigem uma análise dinâmica, e que se aplicam ao viaduto em estudo. A elevada velocidade de circulação – quer na realidade quer nas análises a correr – e a complexidade da estrutura exigem que uma análise dinâmica seja feita. Contudo, entendeu-se que seria relevante para a compreensão dos fenómenos de amplificação dinâmica conduzir também análises estáticas. Estas serão afetadas pelo fator de amplificação dinâmica  $\phi$  e então comparadas com a resposta dinâmica, cuja obtenção é explicada nesta secção.

### 3.4.2. MÉTODO DA SOBREPOSIÇÃO MODAL

A resolução de um sistema dinâmico implica a resolução da seguinte equação diferencial, em que  $M$  é a matriz de massa,  $C$  a matriz de amortecimento,  $K$  a matriz de rigidez,  $F$  o vetor das forças e  $u$  o vetor de deslocamentos nodais.

$$M \cdot \ddot{u}(t) + C \cdot \dot{u}(t) + K \cdot u(t) = F(t) \quad (3.11)$$

Apesar de esta equação poder ser resolvida através de integração direta, esse processo é moroso e não é o mais eficiente do ponto de vista computacional. Com efeito, é possível obter um conjunto de equações de equilíbrio desligadas com apenas uma incógnita cada – a coordenada modal  $y_i$  – que permite combinar a contribuição da resposta de cada modo de vibração. Ou seja, a deformada  $u$  pode ser escrita como:

$$u = \sum_{i=1}^N \varphi_i y_i \quad (3.12)$$

Um modo pode ser definido como um vetor  $\varphi$  que caracteriza a forma de uma deformada  $u$  tal que  $u = \varphi \sin(\omega t)$ . Considerando um caso mais simples de vibração livre, sem amortecimento, a equação de equilíbrio fica:

$$-M\omega^2 \varphi \sin(\omega t) + K \cdot \varphi \sin(\omega t) = 0 \Leftrightarrow (K - M\omega^2)\varphi = 0 \quad (3.13)$$

Esta equação é um problema de valores próprios, com  $N$  soluções  $\omega_n^2$ , cada uma correspondente a um modo. A cada  $\omega_n$  está associado um vetor  $\varphi_n$ . É de referir que quaisquer dois modos apresentam condições de ortogonalidade entre si, o que permite construir um espaço vetorial modal, como alternativa a um espaço geométrico.

Resta estabelecer as equações de equilíbrio desligadas, que podem ser obtidas atendendo ao seguinte:

- Substituir (3.12) na equação (3.11) e multiplica-la à esquerda por  $\varphi_n^T$
- Devido às condições de ortogonalidade, um somatório do tipo  $\varphi_n^T X (\sum_{i=1}^N \varphi_i y_i)$ , em que  $X$  representa a matriz de massa, de amortecimento ou de rigidez, tem todos os valores nulos, tirando quando  $i=n$
- A multiplicação de  $M$ ,  $C$  e  $K$  à esquerda por  $\varphi_n^T$  e à direita por  $\varphi_n$  origina os escalares  $M_n$ ,  $C_n$  e  $K_n$ , designados por massa, amortecimento e rigidez generalizada para o modo  $n$
- A multiplicação do vetor  $F(t)$  à esquerda por  $\varphi_n^T$  origina o escalar  $F_n(t)$ , força generalizada para o modo  $n$

Obtém-se assim a equação de equilíbrio desligada:

$$M_n \cdot \ddot{y}_n + C_n \cdot \dot{y}_n + K_n \cdot y_n = F_n(t) \quad (3.14)$$

Surgem  $N$  equações cada uma com apenas a incógnita  $y_n$ . Considerando o fator de amortecimento  $\xi$ , esta equação pode ser escrita da seguinte forma:

$$\ddot{y}_n + 2 \cdot \xi_n \cdot \omega_n \cdot \dot{y}_n + \omega_n^2 \cdot y_n = f_n(t) \quad (3.15)$$

Para além da vantagem de se reduzir o número de incógnitas, este método é também benéfico por permitir limitar o número de modos a que se aplicam as equações, já que habitualmente se constata

que num sistema com um elevado número de graus de liberdade  $N$  pode ser caracterizado com os primeiros  $J$  modos de vibração, tais que  $J \ll N$ , economizando tempo e recursos.

### 3.4.3. OBTENÇÃO DAS FORÇAS MODAIS

Conhecendo todos os valores  $\varphi_{j,k}$  do deslocamento modal no modo  $j$ , para o grau de liberdade  $k$ , e o historial de carregamento  $F_k(t)$  para todos os graus de liberdade  $k$ , pode determinar-se o valor modal das forças conforme a equação seguinte (Albuquerque, C.M.C., 2015):

$$F(t) = \begin{bmatrix} F_1(t) \\ \vdots \\ F_j(t) \\ \vdots \\ F_J(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varphi_{1,1} & \cdots & \varphi_{1,k} & \cdots & \varphi_{1,K} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \varphi_{j,1} & \cdots & \varphi_{j,k} & \cdots & \varphi_{j,K} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \varphi_{J,1} & \cdots & \varphi_{J,k} & \cdots & \varphi_{J,K} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_1(t) \\ \vdots \\ F_k(t) \\ \vdots \\ F_K(t) \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

O preenchimento integral desta matriz seria excessivamente moroso e de um grande consumo de recursos, visto que os modelos utilizados têm todos acima de 100000 graus de liberdade, analisados para 100 modos. Assim, pode aproveitar-se o facto de que apenas os nós do carril estão a ser solicitados, e apenas no grau de liberdade correspondente à translação vertical. Desta forma, as forças modais são calculadas com a expressão anterior, mas substituindo  $K$  (número de graus de liberdade) por  $L$  (número de nós que compõem o carril).

### 3.4.4. IMPLEMENTAÇÃO EM MATLAB

A ferramenta utilizada para concretizar a análise dinâmica foi a linguagem MATLAB, pela facilidade de adaptação de código e capacidade de comunicação com outros programas, designadamente o ANSYS. A rotina utilizada foi inicialmente desenvolvida por Albuquerque, C.M.C. (2015).

Para facilitar o armazenamento de dados e a sua interpretação, foi acrescentada uma interface com bases de dados SQLite, que permite guardar o *output* do programa e registar as condições em que foi obtido, conforme o caso de carregamento e a velocidade de circulação. Esta informação pode posteriormente ser consultada ou utilizada em cálculos em rotinas independentes desta. O procedimento de armazenamento em bases de dados mostrou-se mais eficiente relativamente à utilização de *workspaces* MATLAB dado que as dimensões das matrizes de resultados se alteram conforme a velocidade de circulação do comboio.

O programa trabalha com um ficheiro de texto temporário que armazena instruções em APDL para serem corridas em ANSYS. Estes comandos são criados em vários pontos do programa através de funções de concatenação de texto, o que permite incluir ou excluir comandos conforme a análise ou o modelo em questão. O programa ANSYS é executado em segundo plano.

O *input* variável é composto pelo número de modos desejados, pelos números identificativos dos nós da malha nos quais se pretende calcular tensões e dos nós onde se pretenda conhecer deslocamentos modais, pela indicação da intensão de análise com ou sem expansão, pela direção das tensões desejada, pelo tempo em vibração livre, pelo incremento de tempo, pelo valor do amortecimento e pela gama de velocidades.

Inicialmente, o programa determina as coordenadas dos nós que compõem o carril, enviando pela primeira vez instruções APDL. Após a importação dessa informação, são acrescentados novos comandos ao ficheiro APDL. O primeiro conjunto destes comandos indica a necessidade de fazer uma análise modal, com ou sem expansão, sendo a expansão necessária para a obtenção de grandezas

modais como tensões. Os comandos seguintes indicam ao programa para extrair o deslocamento vertical modal dos nós dos carris e os restantes deslocamentos e extensões modais requeridos. No passo seguinte, volta a ser executada uma instância em segundo plano do ANSYS, sendo esta a situação mais morosa, devido à quantidade de cálculos exigidos. Findo esse período, são importados todos os valores modais.

De seguida, o programa importa informação relativa ao carregamento real, ficando na posse do nome do comboio, carga por eixo e distância entre eixos. É então iniciado um ciclo que varia a velocidade de circulação. Dentro deste, são construídas as matrizes de carga e determinados os valores modais das forças. Tendo sido já calculados os valores modais de frequência e determinados os valores modais de massa e amortecimento, é resolvida a equação (3.15), pelo método de Newmark. Finalmente, as grandezas modais são multiplicadas pelas coordenadas modais, obtendo-se historiais de deslocamento ou extensões, para cada velocidade. O ciclo repete-se cumprindo a gama de velocidades desejada, armazenando na base de dados criada, no final de cada, a velocidade de circulação e os historiais de deslocamentos e de extensões.

Os diagramas das figuras 3.24 e 3.25 resumem o procedimento exposto, quer para os modelos globais quer para o modelo com submodelação.

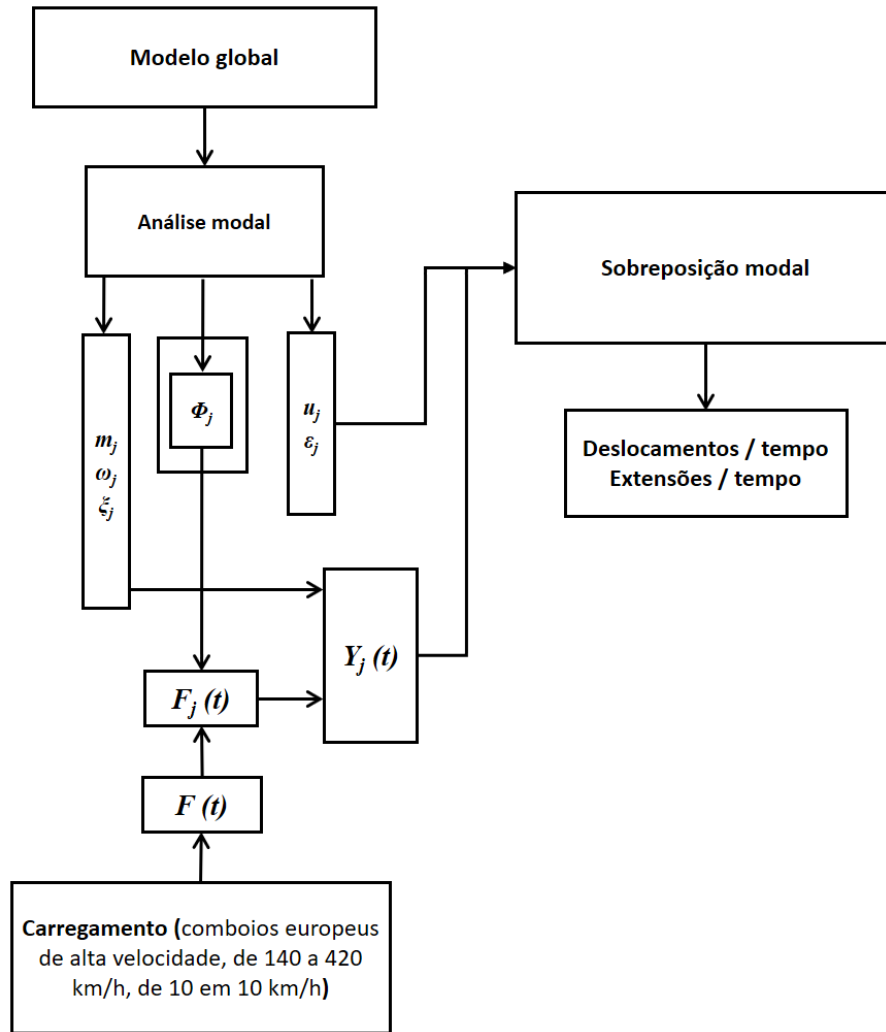


Fig.3.24 – Esquema de cálculo para modelo global (baseado em Albuquerque, C.M.C. (2012))

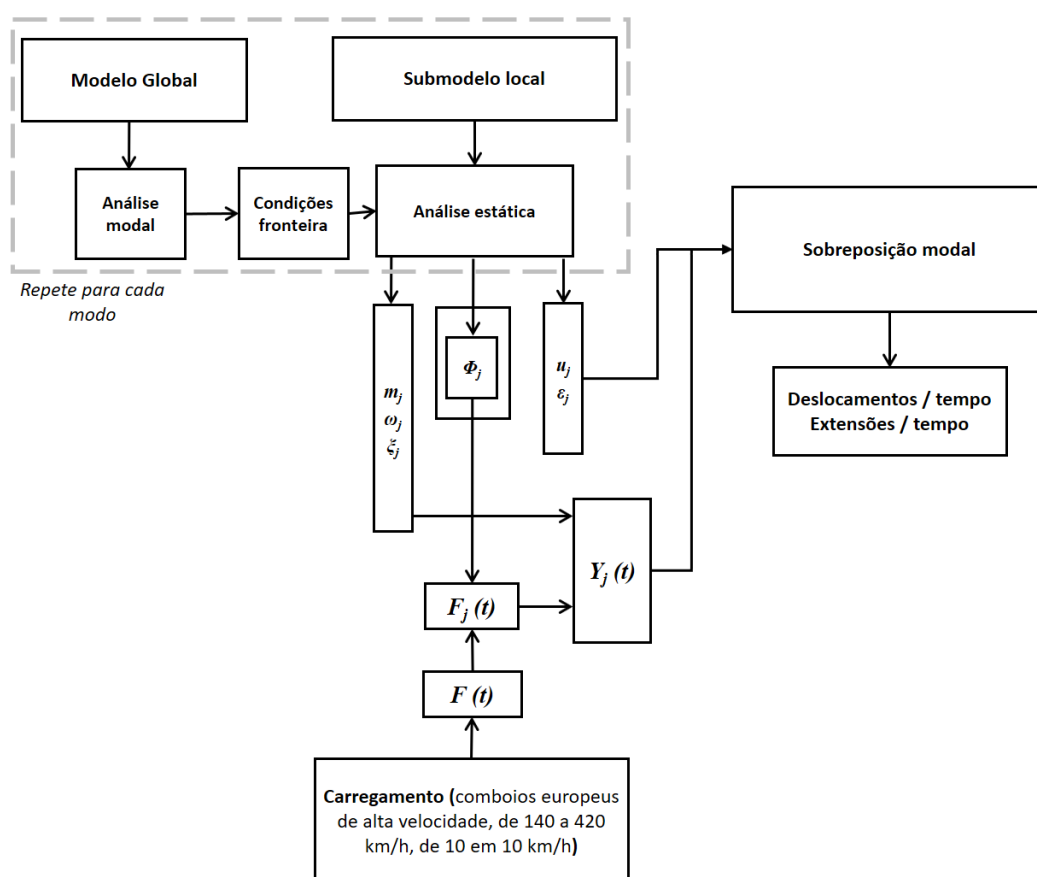


Fig.3.25 – Esquema de cálculo para utilização de submodelo (baseado em (Albuquerque, C.M.C., 2012))

### 3.4.5. PARÂMETROS UTILIZADOS

Como parte do *input* do programa, foi necessário definir o número de modos, o incremento de tempo, o tempo em vibração livre, o valor do amortecimento e a gama de velocidades. No Quadro 3.2 apresentam-se os valores adotados.

Quadro 3.2– Valores dos parâmetros utilizados

Parâmetro	Valor
Número de modos	100/340
Incremento de tempo (s)	0,001
Tempo em vibração livre (s)	5
Amortecimento	0,5%
Gama de velocidades	140 – 420 km/h (intervalos de 10 km/h)

O número de modos foi inicialmente limitado a 100 devido a ter sido detetado que esses modos incluem frequências de até 30 Hz. Contudo, foram posteriormente incluídos modos até 340, equivalendo à frequência de 60 Hz, com o objetivo de conferir mais precisão aos resultados e de

possibilitar uma análise paramétrica para avaliar a sensibilidade do dano perante o número de modos considerado. O incremento de tempo permite dividir todas as frequências em pelo menos 30 intervalos, para garantir uma adequada aproximação à realidade.

O valor do tempo em vibração livre foi fixado em 5 segundos, verificando-se que a consideração desse período resulta num acréscimo dos ciclos de tensão para além dos diretamente provocados pela passagem do comboio.

O valor do amortecimento foi adotado de forma regulamentar, e encontra-se do lado da segurança. Tal como com o número de modos, também o amortecimento será objeto de uma análise de sensibilidade. Relativamente à gama de velocidades, esta inclui as velocidades típicas de circulação dos comboios referidos no Quadro 3.1. Considerando um acréscimo de velocidade de 5 em 5 km/h, obtêm-se 57 *data points* para caracterizar a variação de uma grandeza num espectro de velocidades.

### 3.5. RESULTADOS DA ANÁLISE DINÂMICA

#### 3.5.1. INTRODUÇÃO

Tendo sido caracterizados o modelo de elementos finitos, o carregamento e a metodologia de análise dinâmica, pretende mostrar-se nesta secção os resultados a que esta conduz, que serão apresentados como a sua variação no tempo, bem como em espectros de valores máximos por velocidade. Assim, no final deste capítulo, serão conhecidos os históricos de tensões em cada detalhe, o que permitirá proceder à contagem de ciclos e posterior cálculo do dano de fadiga no capítulo seguinte.

#### 3.5.2. DESLOCAMENTO A MEIO VÃO

Uma medida usualmente utilizada para a caracterização de uma estrutura é a sua flecha máxima. No caso do tramo simplesmente apoiado do viaduto em análise, esta dá-se a meio vão. A sua determinação permite obter informações macroscópicas sobre o comportamento sob análise dinâmica. Por um lado, obtém-se a variação com o tempo do valor do deslocamento máximo, conforme a passagem de um comboio, e observam-se os ciclos de vibração livre. Por outro, a apresentação dos valores máximos do deslocamento em espectro indica *a priori* a existência de velocidades de passagem que provocam relevantes casos de amplificação dinâmica, presentes quando a frequência de excitação se aproxima das frequências naturais.

Os resultados apresentados foram determinados utilizando o modelo para cálculo do detalhe A, e representam o deslocamento na vertical em valor absoluto. Foram considerados três pontos a meio vão: *center* (a azul), no centro, *right* (a amarelo), na extremidade do lado carregado, e *left* (a laranja), na outra extremidade. Nas figuras 3.26 a 3.34 encontram-se representados os valores máximos para cada velocidade de passagem considerada.

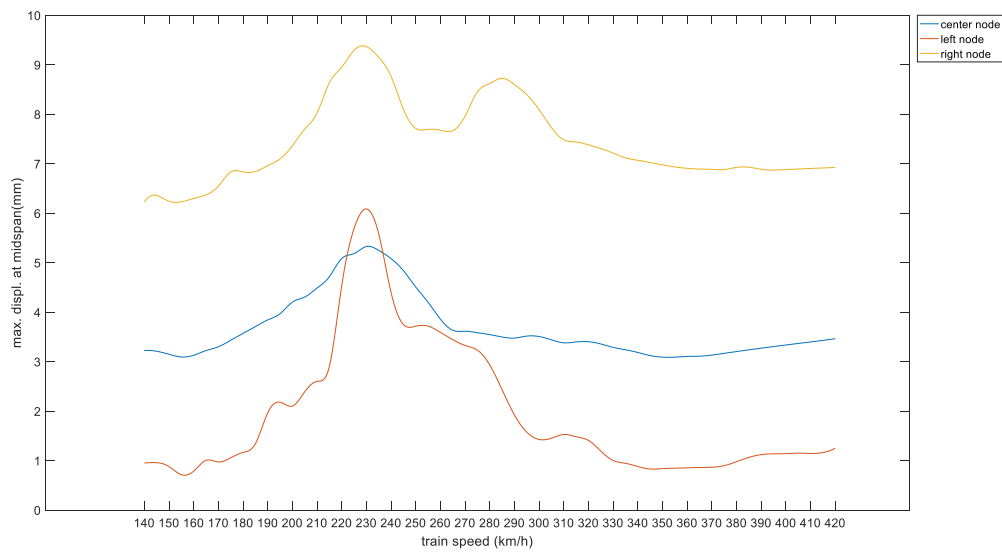


Fig.3.26 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Alfa Pendular

A passagem do comboio Alfa Pendular provoca deslocamentos máximos de 9,36 mm quando a velocidade de passagem é de 230 km/h. Apesar deste pico ser relativamente baixo comparado com outros casos de carregamento, conforme demonstrado adiante, é relevante por se tratar do único dos comboios considerados que solicita a ponte na realidade. Além disso, a velocidade 230 km/h é próxima da velocidade típica de circulação, 220 km/h, pelo que se trata de uma consideração realista.

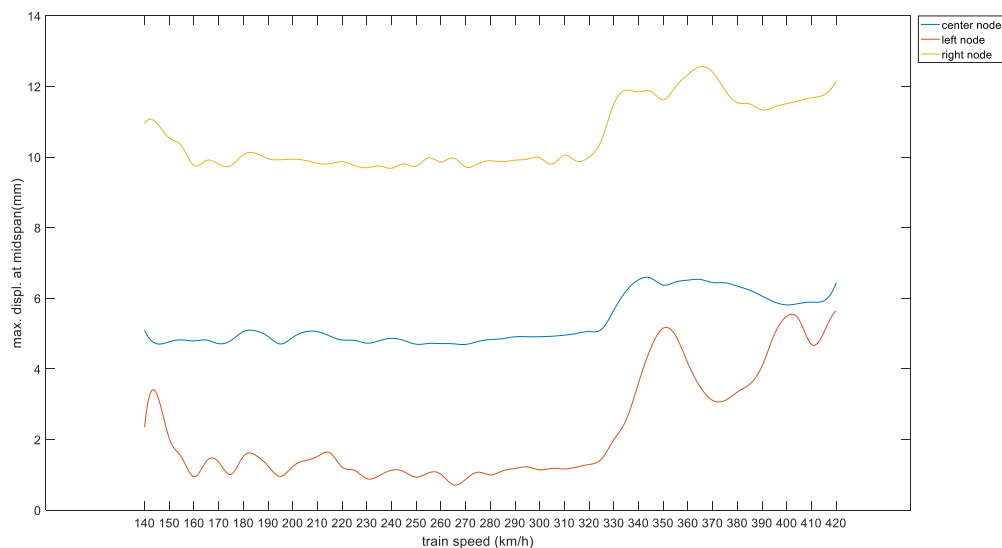


Fig.3.27 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Talgo AV2

O comboio Talgo AV2 introduz um deslocamento máximo de 12,56 mm, quando circula a 365 km/h. Apesar da fraca variação do restante espectro, destaca-se novamente que a velocidade que conduz ao



máximo deslocamento é próxima da velocidade de circulação típica do comboio, que neste caso seria 350 km/h.

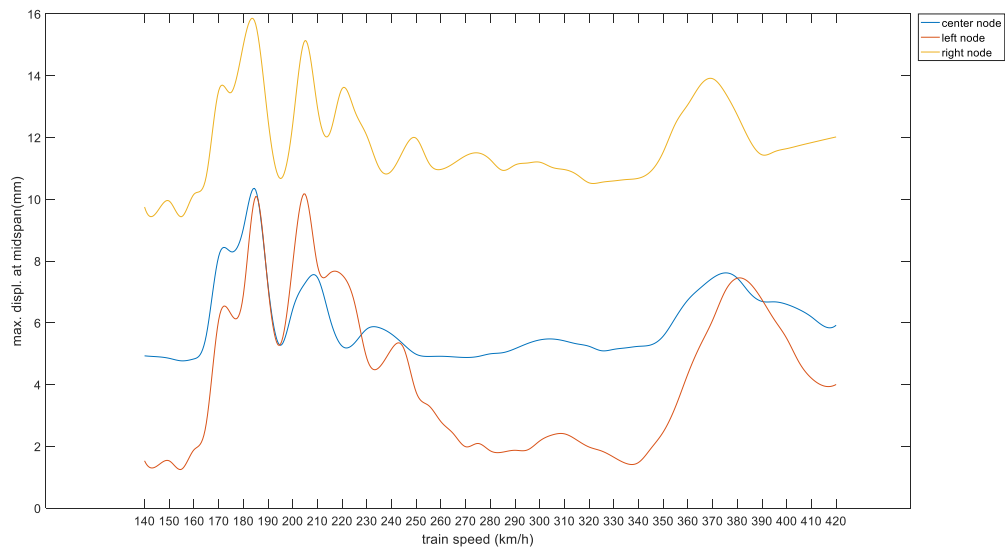


Fig.3.28 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Thalys 2

Já para a passagem do comboio Thalys 2, a estrutura apresenta flecha máxima de 15,66 mm, quando este circula a 185 km/h, com outro pico evidente de 15,14 mm correspondente à velocidade de 205 km/h. Ao contrário dos casos anteriormente observados, neste, às velocidades próximas da típica deste comboio, 300 km/h, o espectro apresenta a menor variação.

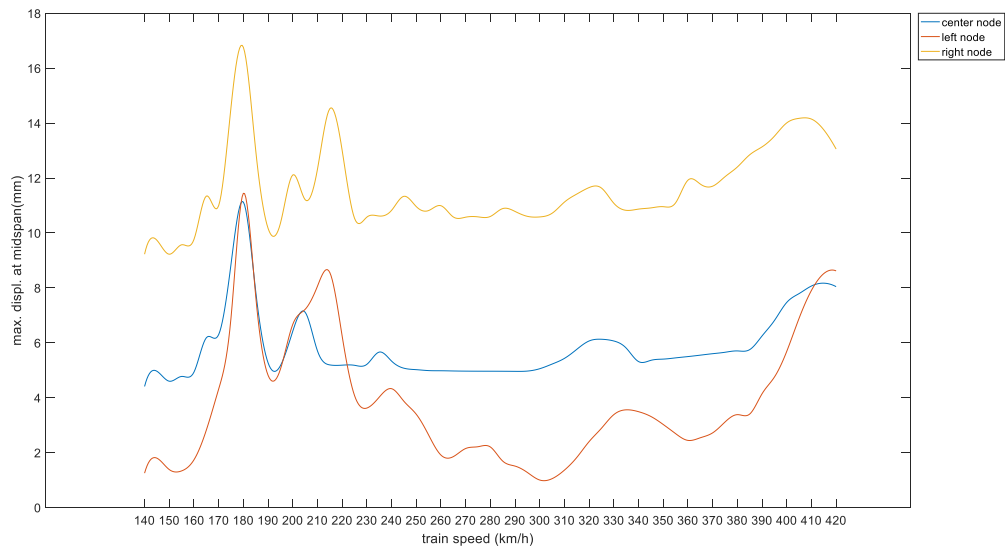


Fig.3.29 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Eurostar 373

Relativamente ao comboio Eurostar 373, o deslocamento máximo por este induzido é de 16,76 mm, à velocidade de 180 km/h, com outro pico a surgir aos 215 km/h, de 14,53 mm. Novamente, para a velocidade típica de 300 km/h, os valores não correspondem a nenhum pico. Porém, este é um dos comboios cuja solicitação é mais exigente, e por isso será um dos utilizados aquando da determinação de tensões e posterior cálculo do dano devido à fadiga.

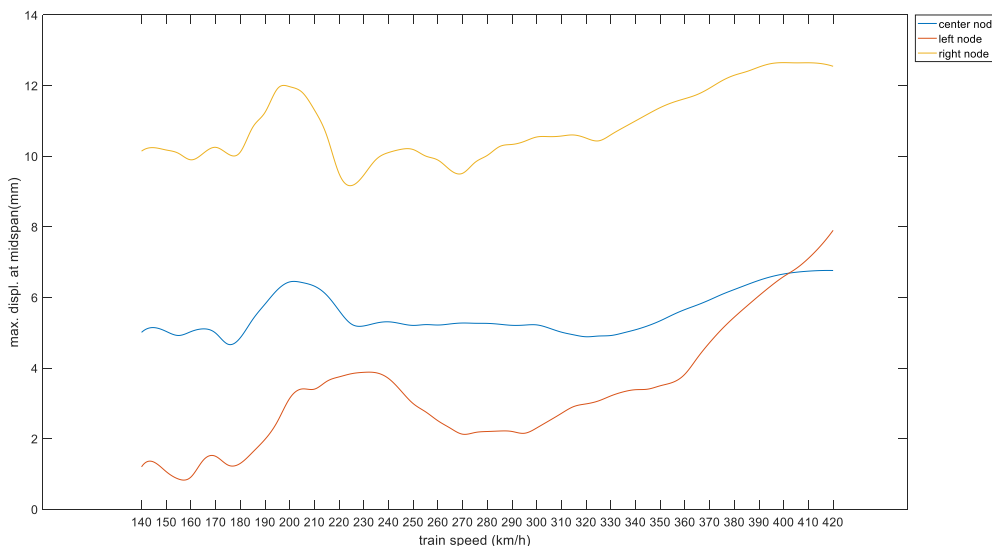


Fig.3.30 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio X 2000

O caso de carregamento com o comboio induz um deslocamento máximo a meio vão de 12,65 mm, quando a passagem deste se faz a 400 km/h. Um outro pico ocorre, correspondendo a uma velocidade mais realista de 200 km/h, com um deslocamento de 11,97 mm. Esta é precisamente a velocidade de circulação típica do comboio.

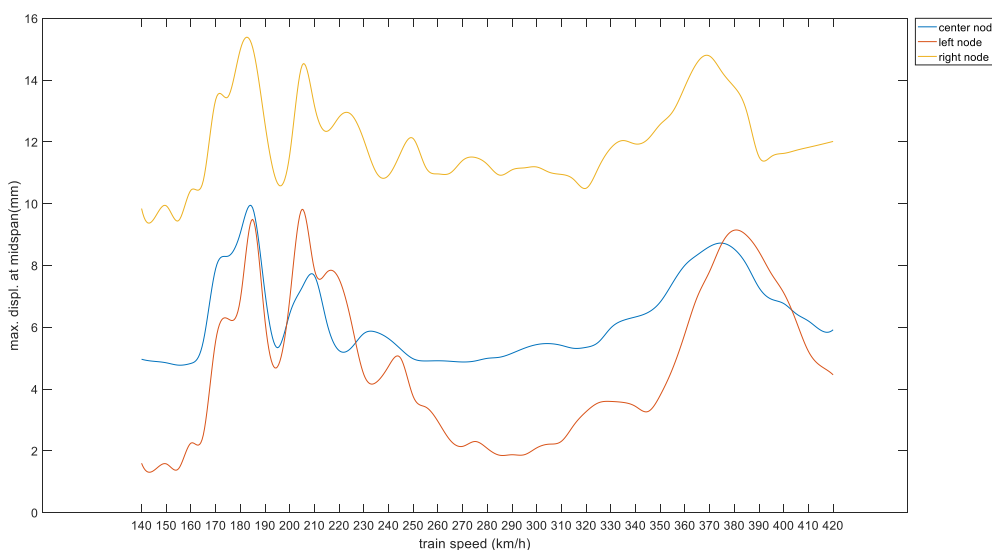


Fig.3.31 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio TGV Atlantique

O deslocamento máximo que surge quando a estrutura é carregada com o comboio TGV Atlantique ocorre quando a velocidade deste é de 185 km/h, e tem o valor de 15,05 mm, surgindo outro pico próximo de 14,48 mm à velocidade de 205 km/h. Esta distribuição é semelhante à verificada com o Eurostar 373, porém, destaca-se o deslocamento de 14,78 mm provocado pela passagem do TGV à velocidade de 370 km/h.

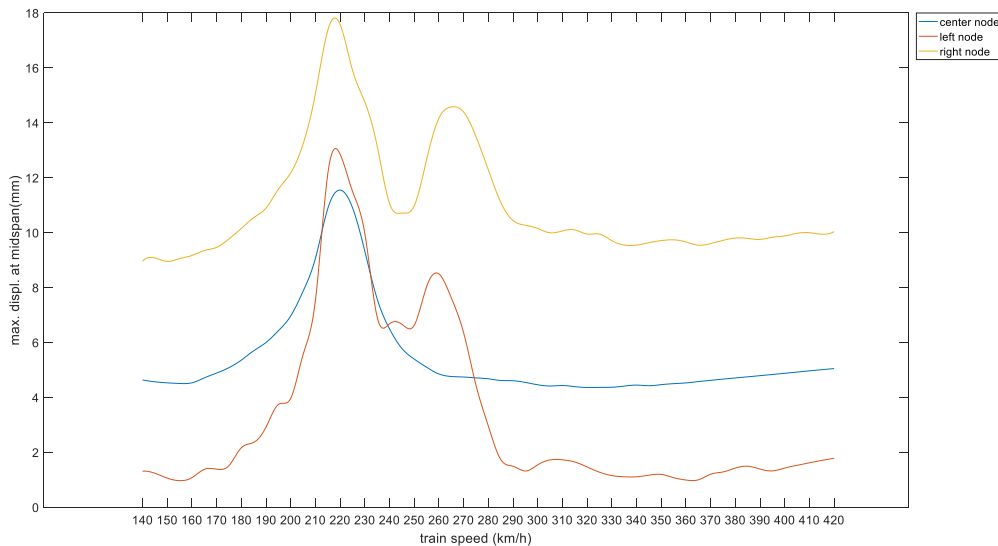


Fig.3.32 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio Virgin

O pico do espectro de flechas máximas para o carregamento com o comboio Virgin é dos mais evidentes, com o valor de 17,58 mm à velocidade de 220 km/h. Para além do Alfa Pendular e do Eurostar 373, este será outro comboio considerado no cálculo de tensões e de dano provocado pela fadiga. Com efeito, o comboio Virgin é o que introduz o maior deslocamento, com a particularidade acrescida de o fazer a uma velocidade próxima da sua velocidade de circulação de 200 km/h.

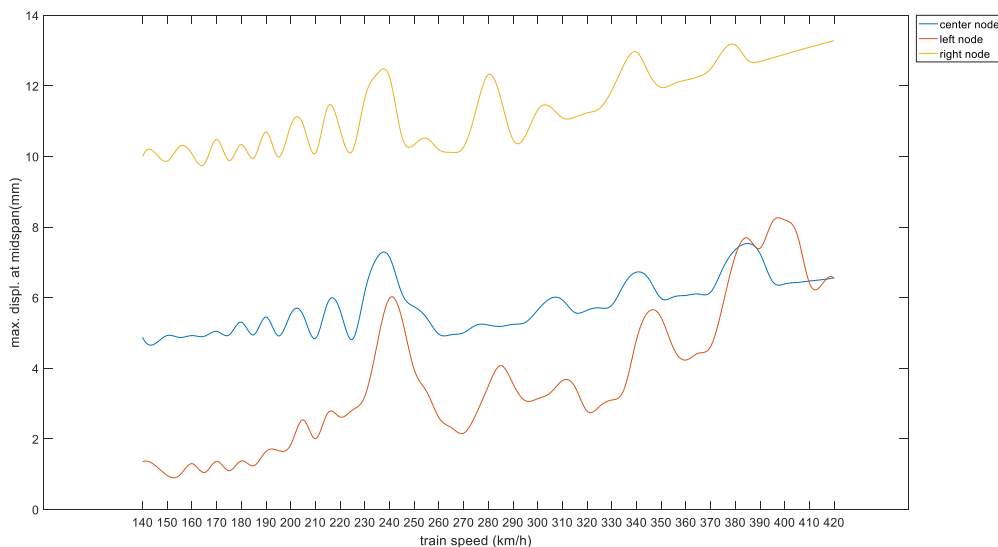


Fig.3.33 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio ICE 2

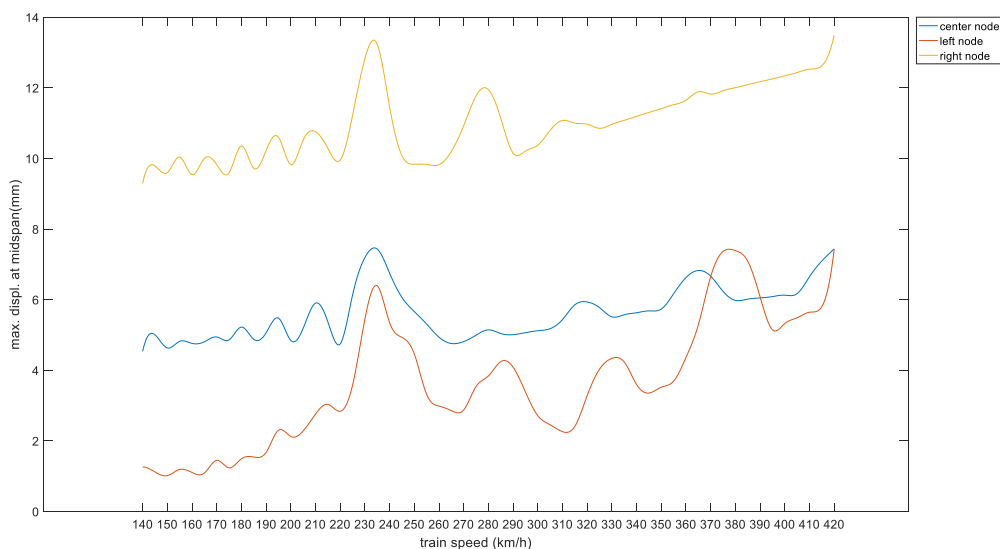


Fig.3.34 – Deslocamento a meio vão devido ao comboio ETR-Y-500

Por fim, os comboios ICE-2 e ETR-Y-500 provocam uma resposta semelhante, com um ligeiro crescimento dos deslocamentos máximos conforme o aumento da velocidade. Apresenta-se na figura 3.35 a comparação entre todos os comboios apresentados relativamente ao nó *right* (do lado carregado), já que para todos os casos e em todas as velocidades foi este o nó com maior deslocamento.

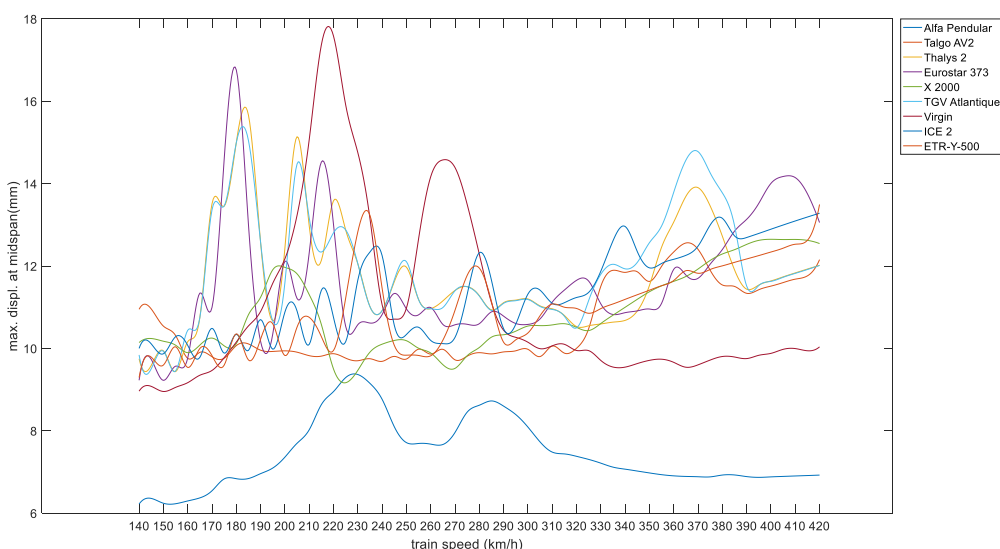


Fig.3.35 – Comparação entre os deslocamentos máximos provocados por cada comboio

Tal como foi possível constatar, conclui-se que os comboios cujo carregamento é mais gravoso são o Eurostar 373 e o Virgin. A resposta à passagem do Alfa Pendular é notoriamente a menos pronunciada, denotando-se a adequação da estrutura ao carregamento real a que é sujeita, razão pela

qual se considerará este comboio na análise à fadiga. Uma característica comum a todas as respostas, de forma mais ou menos pronunciada, é a diferença na resposta da estrutura perante a variação da velocidade do comboio. O viaduto em análise poderá apresentar situações de amplificação dinâmica, as quais aumentam não só os deslocamentos como os valores das tensões estruturais. Estes fenómenos serão tidos em consideração em análise à fadiga, visto que um aumento de tensões provocado por uma carga móvel se traduz num aumento da amplitude dos ciclos de tensão nos detalhes estruturais.

É ainda de referir que a relação entre os deslocamentos do nó central e do nó da extremidade oposta à carregada nem sempre foi a mesma, apesar de o nó *right* ser sempre o que apresenta maior deslocamento. À exceção do espectro do comboio Talgo AV2, todos os outros casos têm velocidades em que o segundo deslocamento máximo é o do nó *left* e não do nó central – conforme se verifica no Thalys 2 para a velocidade de 205 km/h. Desta forma, nas velocidades em que se manifesta tal relação, pode inferir-se a contribuição para a resposta de um modo de torsão do tabuleiro.

Apresentam-se nas figuras 3.36 e 3.37 a evolução do valor do deslocamento do nó *right* ao longo da passagem do comboio Alfa Pendular e dos dois comboios mais críticos, Eurostar 373 e Virgin, para diferentes velocidades, em que uma é aquela em que se medem os máximos deslocamentos e a outra é uma velocidade cujo deslocamento máximo não é notório de destaque nos espectros apresentados anteriormente, pelo que não tem um grande efeito devido à velocidade.

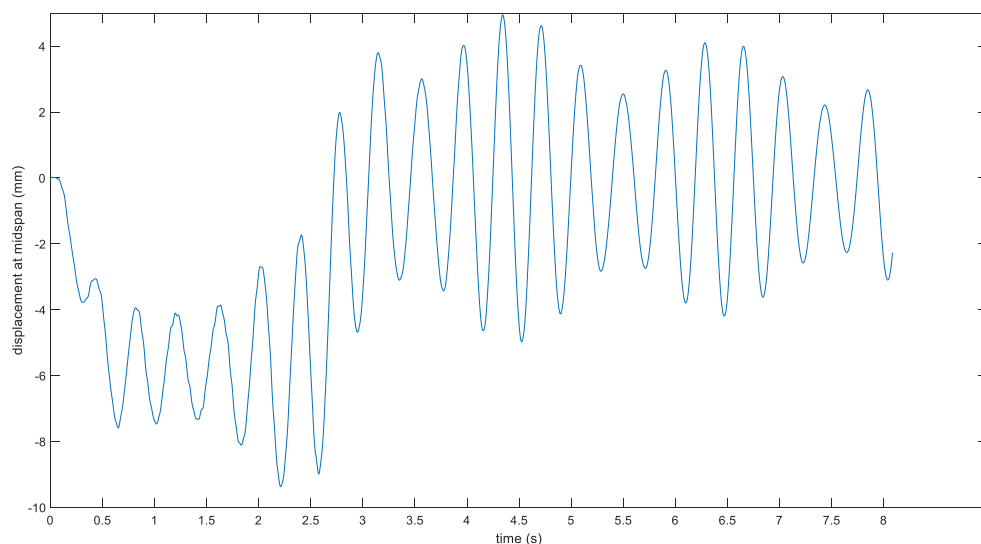


Fig.3.36 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Alfa Pendular à velocidade de 230 km/h

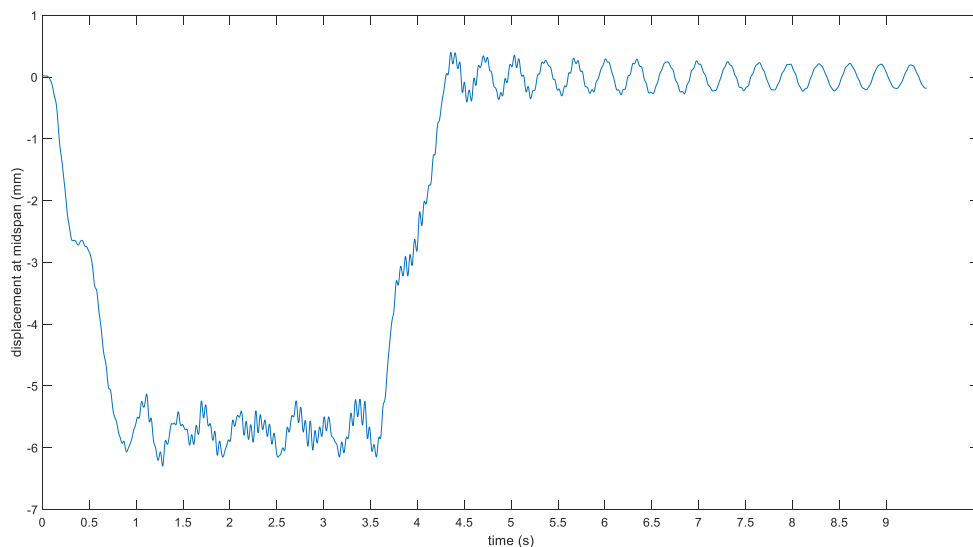
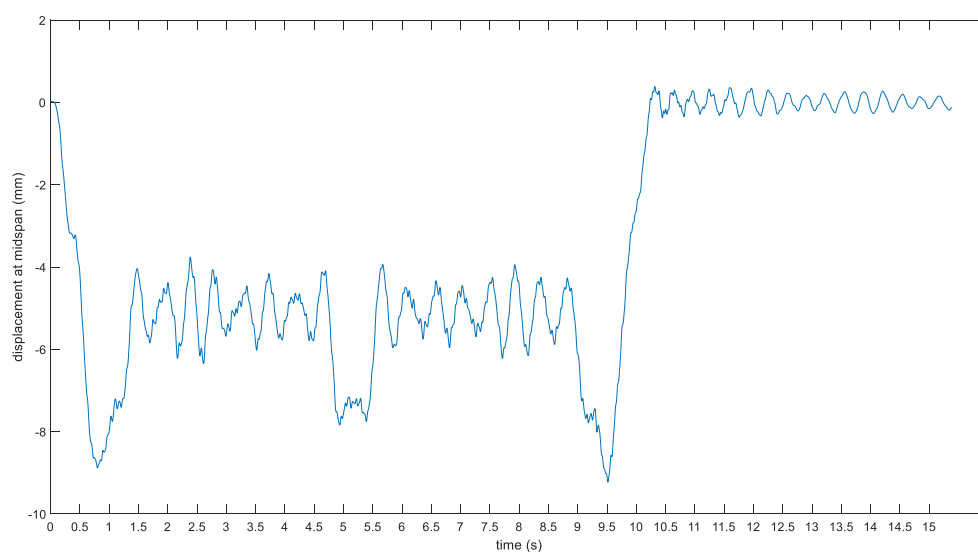
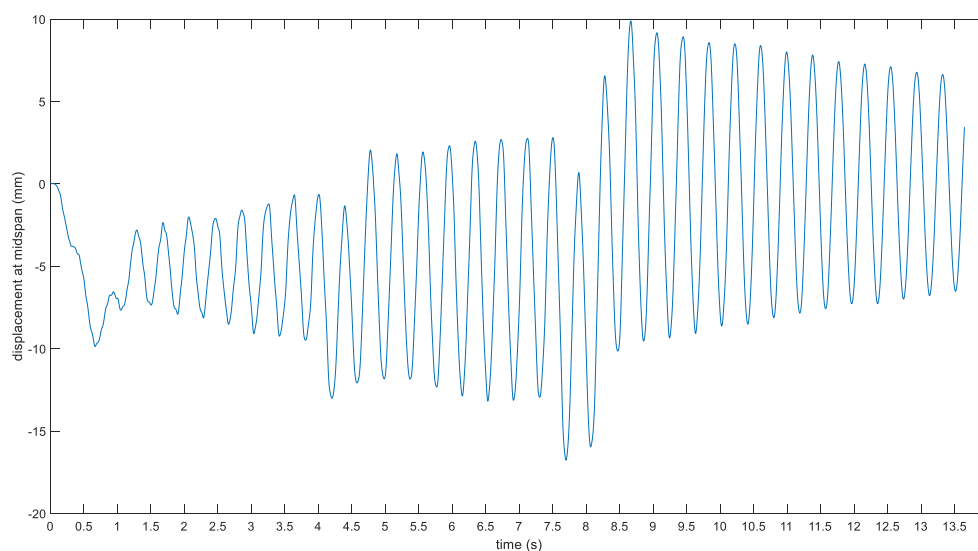


Fig.3.37 Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h

As Figuras 3.36 e 3.37 apresentam algumas diferenças que devem ser destacadas e das quais se pode tirar conclusões acerca do comportamento dinâmico da estrutura. Em primeiro lugar, considere-se a resposta durante o tempo em vibração livre, que corresponde aos 5 segundos finais de cada gráfico. No gráfico que representa a passagem a 160 km/h a variação dos deslocamentos em vibração livre é de pequena amplitude, distingue-se claramente da restante resposta e apresenta uma tendência decrescente. O mesmo não se verifica na passagem a 230 km/h, em que a vibração livre tem amplitudes próximas dos 9 mm e chega mesmo a crescer, como se observa em  $t = 6,5$  s. Em segundo lugar, a forma da curva é mais regular na resposta do primeiro gráfico que na do segundo. Tendo em conta que se tratam de combinações de respostas modais e que estas são sinusoidais, pode concluir-se que um ou mais modos terão uma participação consideravelmente mais significativa que os restantes, no caso da velocidade de 230 km/h. Ou seja, a frequência da excitação harmónica provocada pela passagem do comboio Alfa Pendular a essa velocidade estará próxima de uma das frequências naturais da estrutura, ou de um harmónico ou subarmónico desta, conforme se exemplificará em 4.3.2.



Nos comboios Eurostar 373 e Virgin é mais uma vez evidente a diferença da resposta em vibração livre entre uma velocidade ressonante e uma velocidade corrente, conforme se observa nas Figuras 3.38 a 3.40.

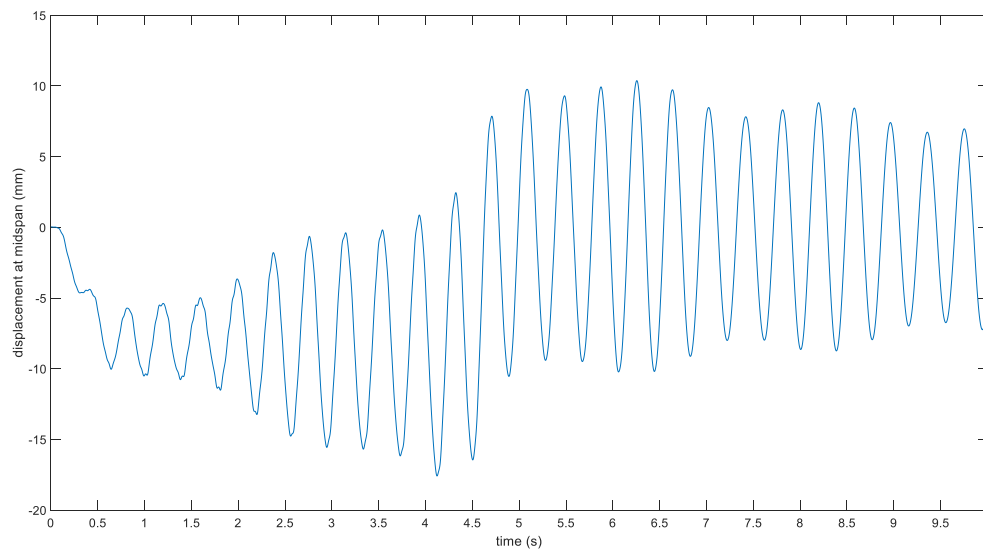


Fig.3.40 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Virgin à velocidade de 220 km/h

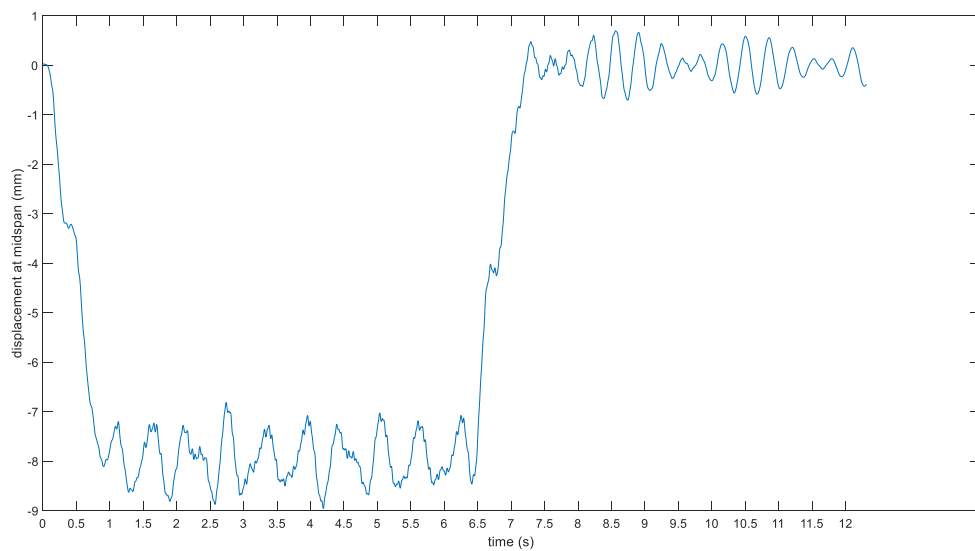


Fig.3.41 – Variação com o tempo do deslocamento provocado pelo comboio Virgin à velocidade de 150 km/h

### 3.5.3. TENSÕES

Conforme a metodologia apresentada, sob os carregamentos prescritos e análise dinâmica, são extraídos do modelo históricos de extensões em determinados nós. Estas são transformadas em valores de tensão através da divisão pelo módulo de elasticidade do aço, tendo sido adotado um valor de 210 GPa. As tensões serão apresentadas em MPa.



Tal como indicado no Capítulo 2, na presença de um estado de tensão multiaxial, o procedimento a seguir consiste em extrapolar a tensão hot-spot de cada componente ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$ ) e então combiná-las para determinar a tensão principal. Considerando-se um estado plano de tensão, a tensão principal  $\sigma_1$  pode ser calculada recorrendo ao círculo de Mohr, de acordo com a seguinte expressão:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (3.17)$$

Esta tensão pode ser considerada na composição dos historiais de tensão desde que não tenha um desvio superior a  $\pm 60^\circ$  relativamente à direção perpendicular ao pé da solda (Radaj, D. [et al.], 2006). Esse ângulo obedece à equação seguinte:

$$\theta_1 = \frac{1}{2} \times \tan^{-1} \left( \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \right) \times \frac{180}{\pi} \quad (3.18)$$

No diagrama da Figura 3.42 esquematiza-se a obtenção das componentes de tensão hot-spot para uma dada velocidade e a sua combinação para determinação da tensão principal, apresentada em historial, o qual pode depois ser aplicado no cálculo de dano ou utilizado na construção do espectro de tensões máximas.

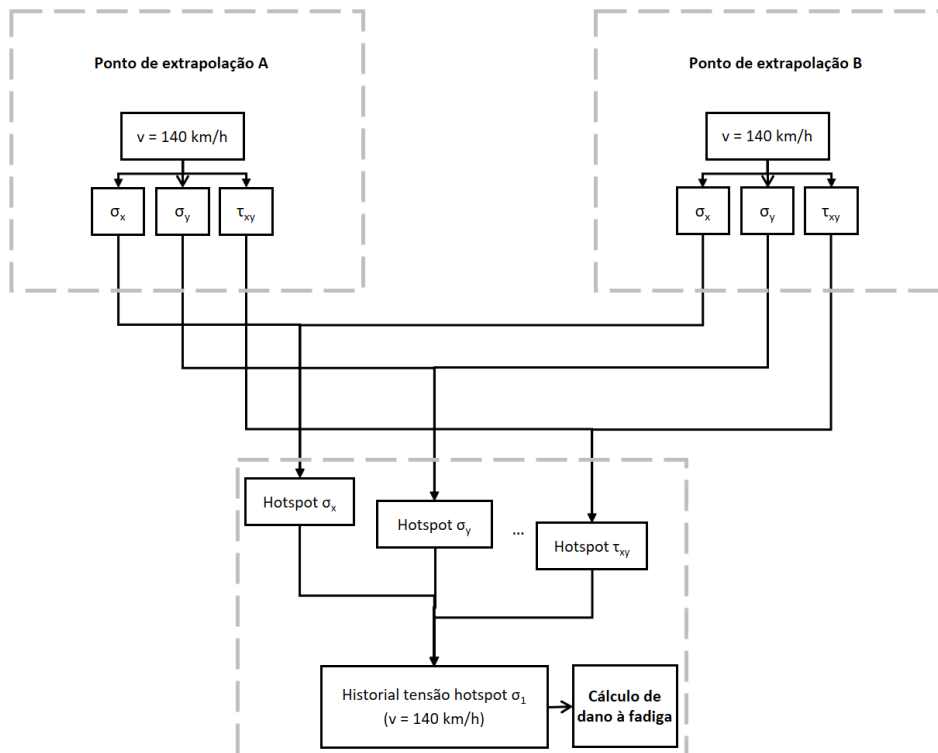


Fig.3.42 – Obtenção do historial de tensões

### 3.5.3.1. Modelo Global para cálculo do detalhe A

Conforme foi referido em 3.5.2, serão considerados os carregamentos dos comboios Alfa Pendular, Eurostar 373 e Virgin. Seguindo o fluxo de trabalho postulado no diagrama da Figura 3.42 começará por se observar a variação das tensões com o tempo. De forma análoga aos critérios utilizados em 3.5.2, de todas as velocidades consideradas, serão apresentados a título de exemplo os resultados para as velocidades de 235 e 160 km/h do Alfa Pendular, 180 e 150 km/h do Eurostar 373 e 220 e 150 km/h do Virgin. O primeiro valor em cada par de velocidades corresponde à velocidade para a qual se detetou o máximo valor de  $\sigma_1$  e o segundo valor corresponde a uma velocidade sem amplificação dinâmica. Note-se também que, para fazer jus ao sistema de eixos utilizado na modelação, doravante será referida a tensão na direção longitudinal do tabuleiro como  $\sigma_z$ , a tensão na tensão vertical como  $\sigma_y$  e a tensão de corte como  $\tau_{yz}$ , assumindo que à face da alma se considera um estado plano de tensão.

Apresenta-se na Figura 3.43 a evolução com o tempo da tensão  $\sigma_z$  nos pontos de extrapolação localizados a 0,5 t e a 1,5 t, para a passagem de um comboio Alfa Pendular a 160 km/h, assim como a tensão hot-spot  $\sigma_{hs}$ .

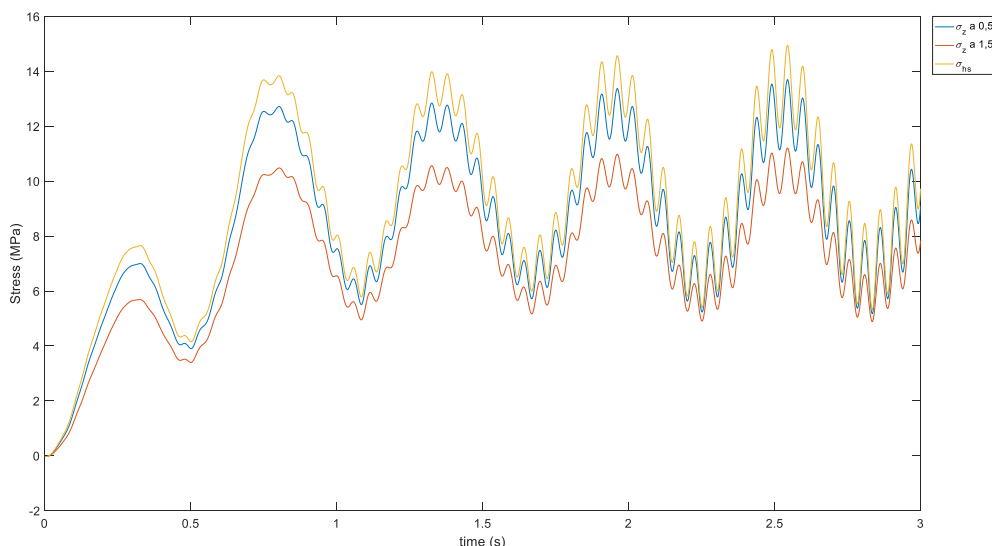


Fig.3.43 – Historial de tensões devidas à passagem do comboio Alfa Pendular a 160 km/h (a azul, tensão a 0,5t; a laranja, tensão a 1,5t; a amarelo, tensão hot-spot)

O gráfico encontra-se interrompido aos 3 segundos, para possibilitar uma melhor leitura, e serve como demonstração da aplicabilidade do método hot-spot. Ao longo de todo o domínio do tempo, a tensão localizada a 0,5 t é superior à localizada a 1,5 t, e esta relação confirma-se para as demais velocidades e comboios.

Tratando-se de um caso de tensão biaxial, é imperativo conhecer a evolução com o tempo das três componentes de tensão, a relação entre si e com a tensão principal, e o ângulo a que a tensão principal se manifesta. No gráfico da Figura 3.44 são visíveis  $\sigma_z$ ,  $\sigma_y$ ,  $\tau_{yz}$ , já extrapoladas, e a tensão principal resultante da sua combinação,  $\sigma_1$ , ao longo do tempo, para o caso da passagem a 160 km/h do comboio Alfa Pendular.

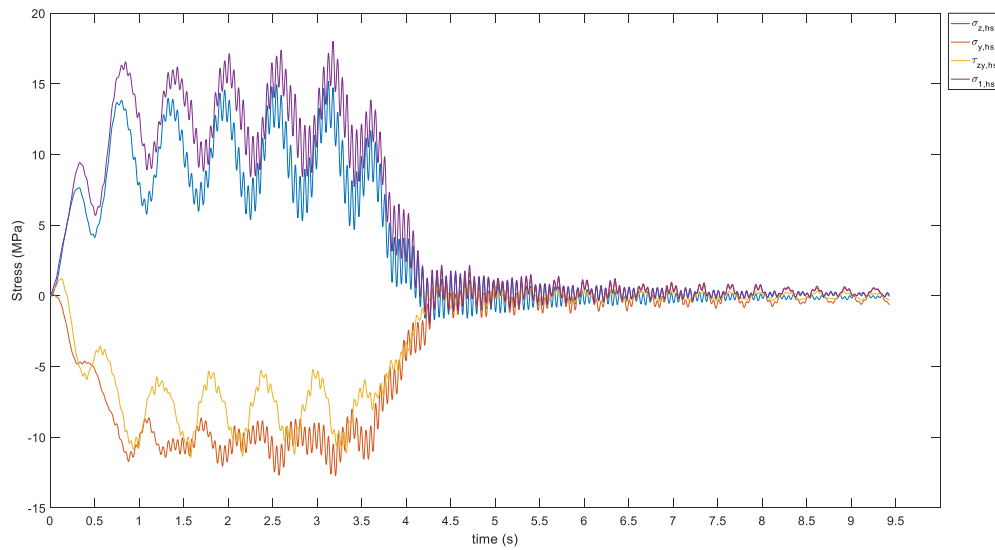


Fig.3.44 – Variação com o tempo de  $\sigma_z$  (a azul),  $\sigma_y$  (a laranja),  $\tau_{yz}$  (a amarelo) e  $\sigma_1$  (a roxo)

Durante a fase da passagem do comboio, a zona do detalhe encontra-se tracionada na direção longitudinal (z) e comprimida na direção vertical (y), tal como é expectável na alma de uma viga solicitada verticalmente. A tensão principal é também de tração, e de valor próximo ao da tensão longitudinal, o que evidencia que o ângulo não será muito pronunciado. A presença de tensões na outra direção provoca a diferença entre  $\sigma_z$  e  $\sigma_1$ . Já em vibração livre, a relação não é constante, e as tensões alternam entre compressão e tração, como pode ser observado na Figura 3.45, que representa uma ampliação entre os 6 e 7 segundos da figura anterior. Na Figura 3.46, registam-se os valores do ângulo entre a direção da tensão principal e a direção perpendicular ao pé da solda.

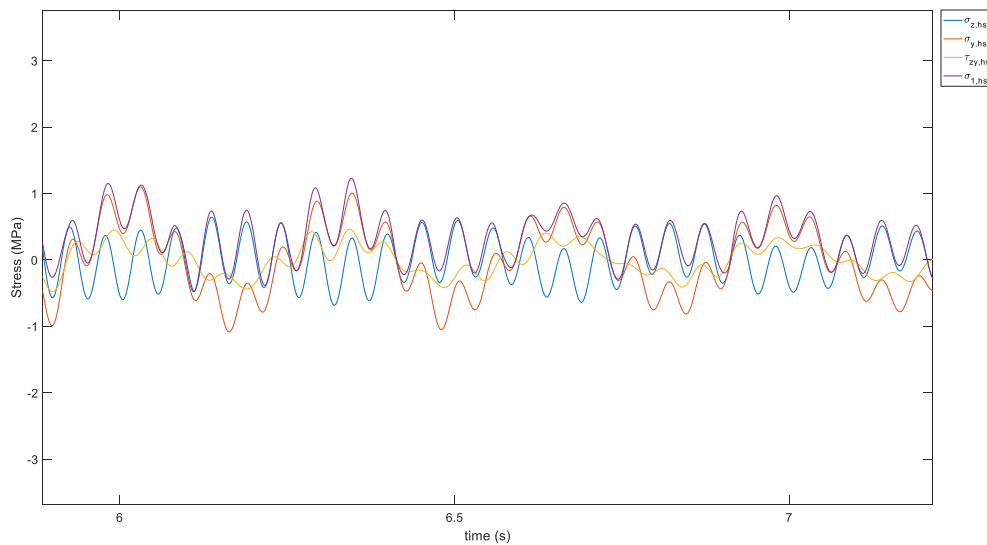


Fig.3.45 – Variação em vibração livre de  $\sigma_z$  (a azul),  $\sigma_y$  (a laranja),  $\tau_{yz}$  (a amarelo) e  $\sigma_1$  (a roxo)

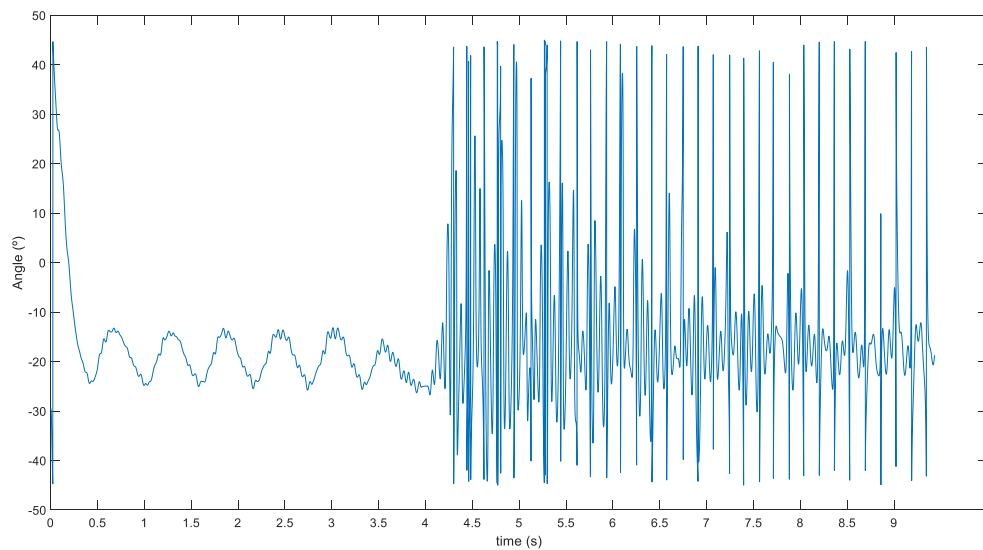


Fig.3.46 – Variação do ângulo da orientação das tensões principais, no caso do comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h

Com efeito, o ângulo de desvio entre a tensão principal e a direção perpendicular ao pé da solda tem um valor oscilante por volta dos  $20^\circ$  durante a passagem do comboio e varia durante a vibração livre, já que a relação entre  $\sigma_z$  e  $\sigma_y$  é inconstante nessa fase. Verificando-se esta tendência nas restantes velocidades e na passagem de qualquer dos comboios considerados, valida-se a hipótese de utilizar as tensões principais  $\sigma_1$  para avaliação da fadiga. Observem-se na Figura 3.47 os valores máximos da tensão principal para cada velocidade de passagem do comboio Alfa Pendular.

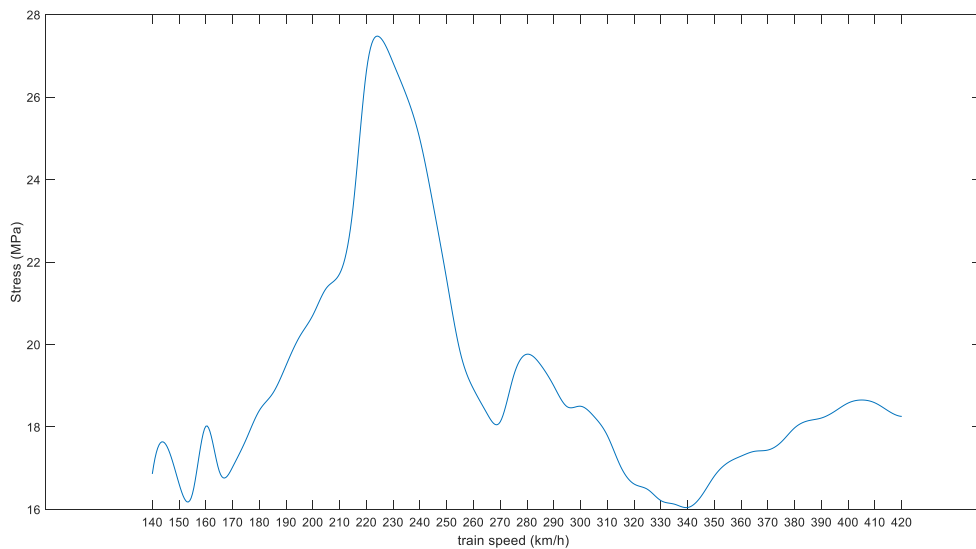


Fig.3.47 – Tensões principais máximas (Alfa Pendular)

Constata-se em primeiro lugar que este gráfico apresenta uma forma semelhante a 3.26 com a diferença que neste caso o valor máximo, 27,45 MPa, corresponde à velocidade de 225 km/h. Nas Figuras 3.48 e 3.49, mostra-se a variação ao longo do tempo da tensão principal obtida através das componentes de tensão extrapoladas para a passagem do Alfa Pendular, às velocidades de 225 km/h e 160 km/h.

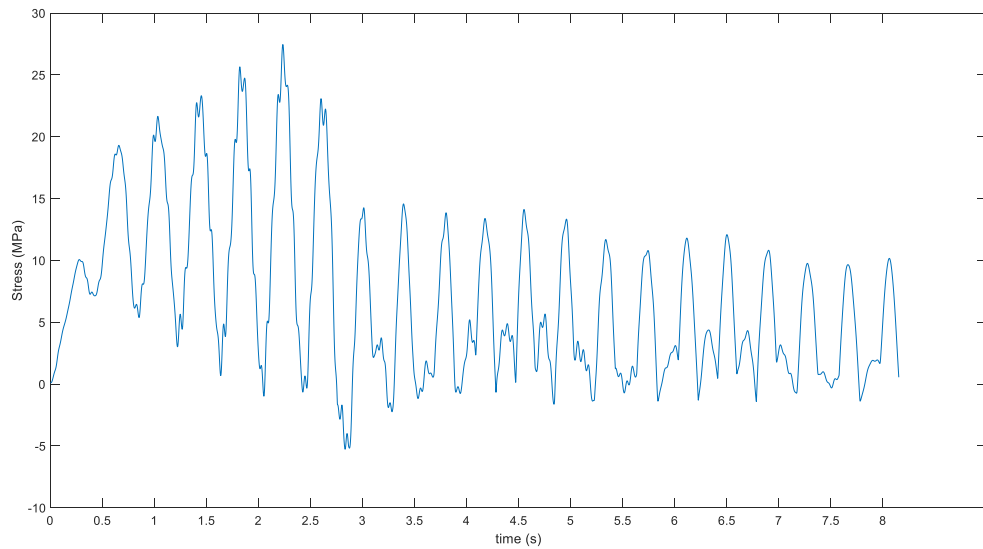


Fig.3.48 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Alfa Pendular à velocidade de 225 km/h

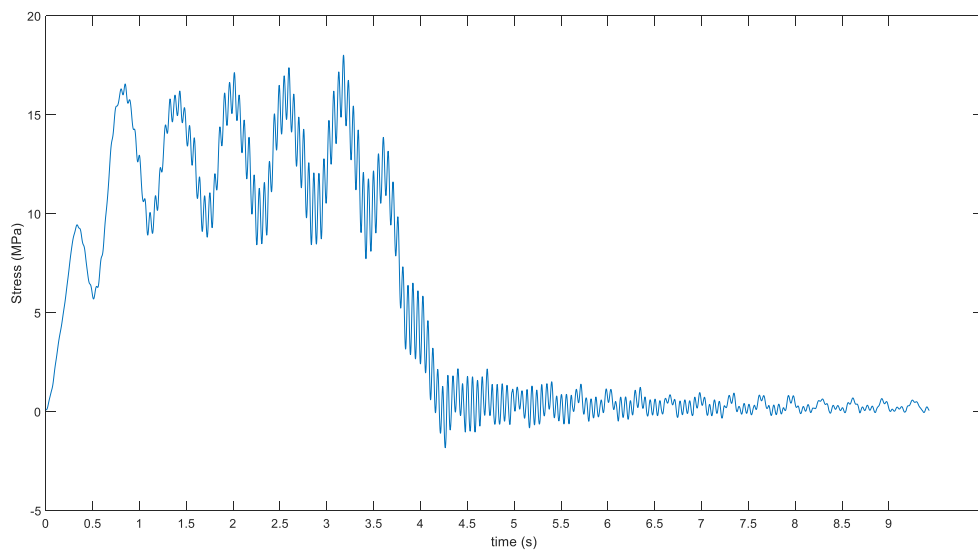


Fig.3.49 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h

Tal como se observou com a evolução temporal dos deslocamentos, na velocidade ressonante a amplitude de tensões apresenta uma ordem de grandeza próxima da amplitude durante o carregamento,

o que não acontece numa velocidade típica como no segundo caso. Ou seja, mesmo depois da passagem do comboio, o detalhe estrutural continua sujeito a grandes variações de tensão, numa zona propensa à iniciação de fendas devido à fadiga. Uma análise de dano de fadiga que não considere uma gama extensa de velocidades seria imprudente.

Relativamente à passagem de outros comboios, a relação entre as componentes de tensão e a obtenção das tensões principais segue o mesmo princípio, validando-se a consideração de  $\sigma_1$  para avaliação à fadiga.

A passagem do comboio Eurostar 373 introduz tensões máximas de 51,79 MPa quando este circula à velocidade de 180 km/h (Figura 3.50), a mesma velocidade identificada na análise dos deslocamentos a meio vão. E repetindo a tendência anterior, a resposta ao longo do tempo em ressonância ou fora de ressonância é notória, conforme apresentado nas figuras 3.51 e 3.52.

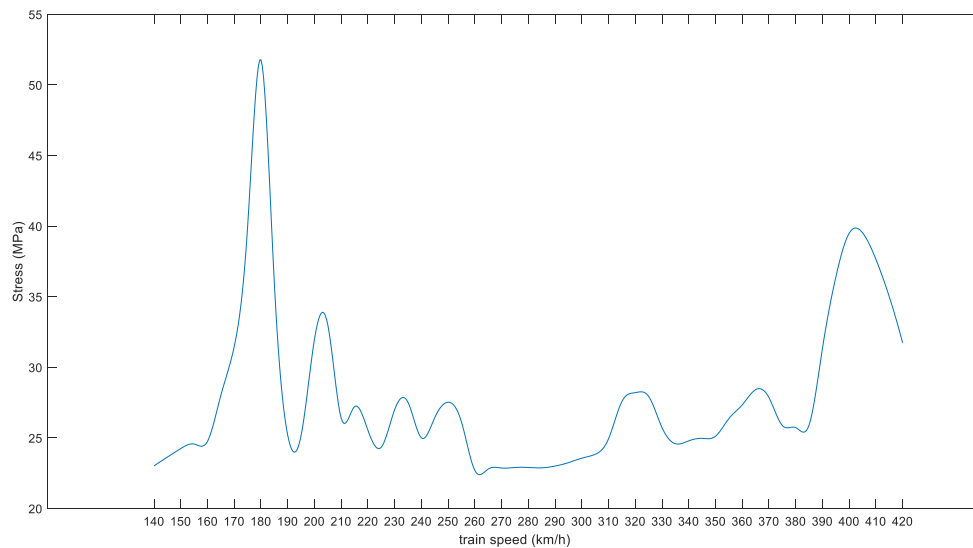


Fig.3.50 – Tensões principais máximas (Eurostar 373)

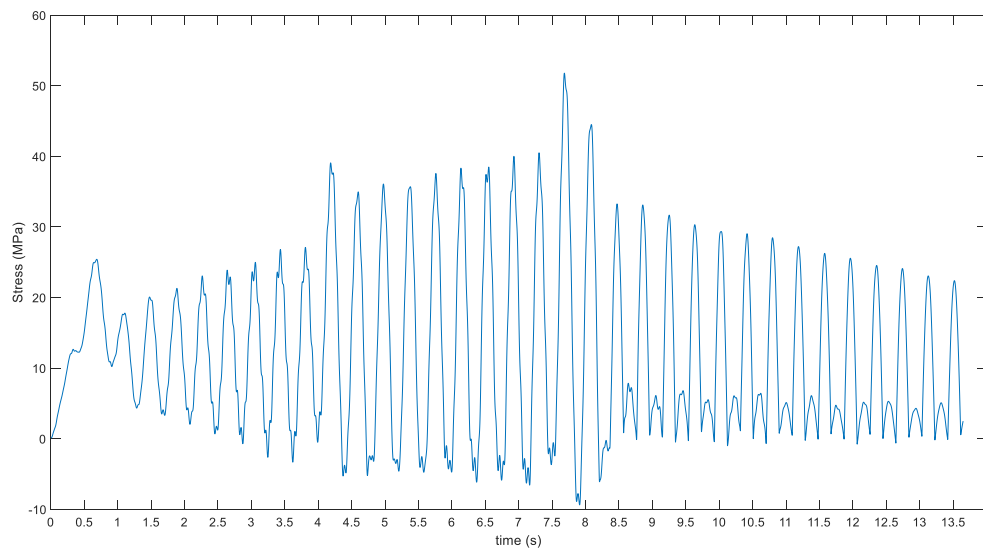


Fig.3.51 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Eurostar 373 à velocidade de 180 km/h

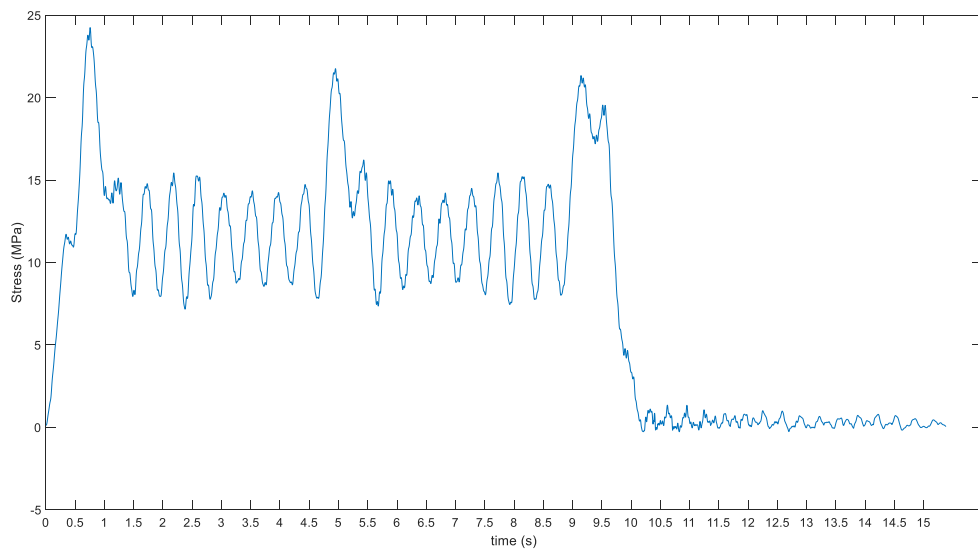


Fig.3.52 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Eurostar 373 à velocidade de 150 km/h

Observando a envolvente do gráfico da Figura 3.51, nota-se um constante crescimento da amplitude entre os ciclos durante a passagem do comboio (até cerca dos 8,5 segundos), uma evidência clara da presença de amplificação dinâmica. De forma contrastante, a variação da tensão em vibração livre para a velocidade de 150 km/h é praticamente residual quando comparada com a restante (Figura 3.52).

Finalmente, considerando o comboio Virgin, confirma-se a tendência de um espectro de tensões principais máximas por velocidade de circulação semelhante ao espectro de deslocamentos, com um valor máximo de 53,20 MPa, para a velocidade de 220 km/h (Figura 3.53).

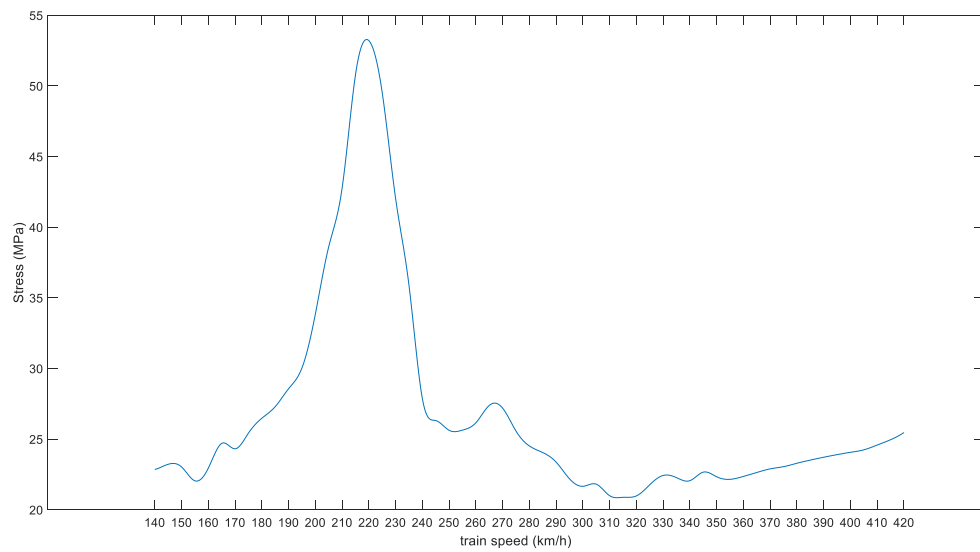


Fig.3.53 – Tensões principais máximas (Virgin)

Os espectros temporais (Figuras 3.54 e 3.55) não são exceção, e, particularmente no da Figura 3.54, a amplificação é patente na envolvente.

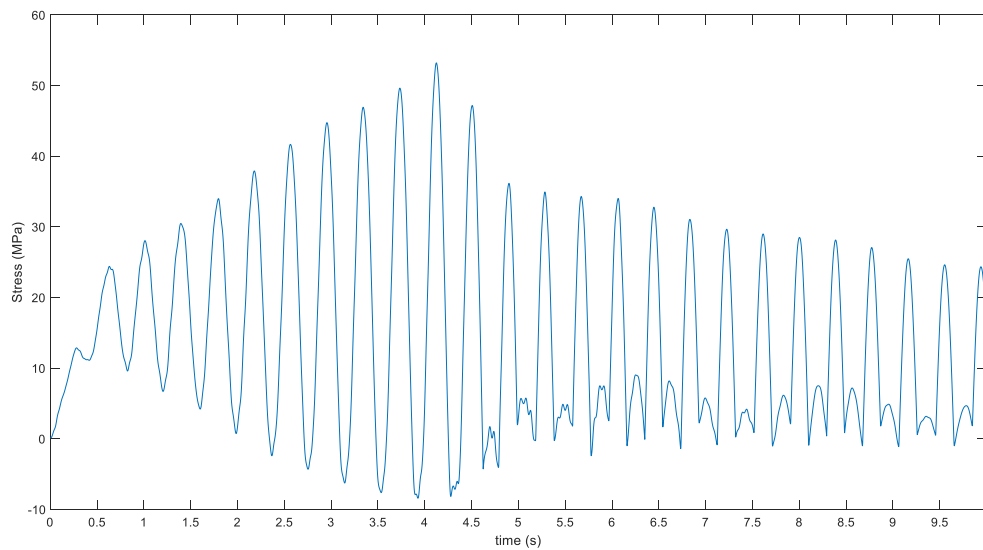


Fig.3.54 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Virgin à velocidade de 220 km/h



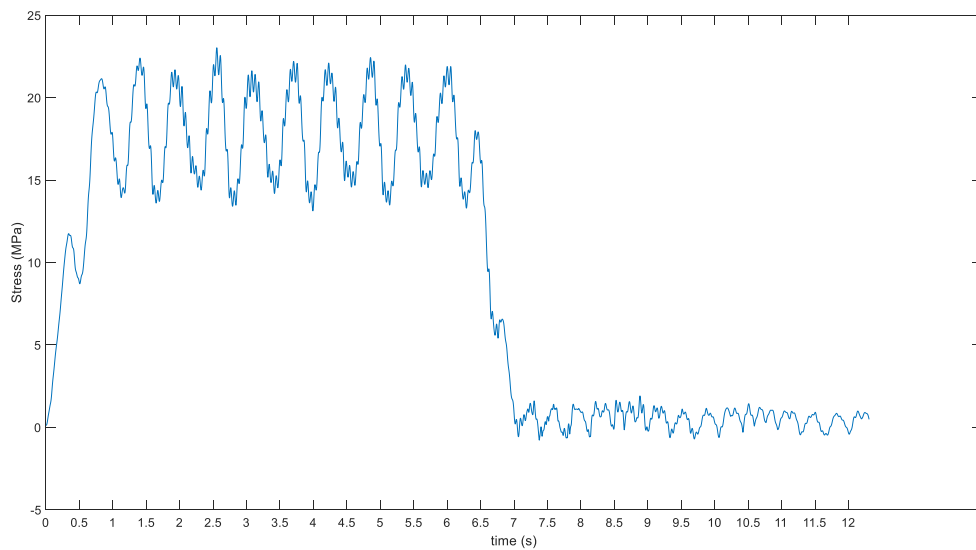


Fig.3.55 – Variação da tensão principal com o tempo, devido à passagem do comboio Virgin à velocidade de 150 km/h

Encontrando-se devidamente definidas as tensões hot-spot quer no tempo, quer relativamente à velocidade de circulação dos comboios, mostra-se complementar ao entendimento do funcionamento local da estrutura compreender a intensidade da concentração de tensões no detalhe. Contudo, e tal como tem vindo a ser referido, a complexidade da estrutura e das propriedades mecânicas da secção transversal impede que seja calculada a tensão nominal a uma dada distância do centro de gravidade da secção conhecendo o momento fletor da mesma, principalmente considerando o estado multiaxial de tensão e a irregularidade da relação entre essas tensões.

A concentração de tensões pode então ser caracterizada recorrendo ao modelo de elementos finitos em uso, através do cálculo das tensões a uma distância do detalhe em que a concentração não seja tão pronunciada (NPEN1993-1-9, 2010). A identificação desse ponto foi decidida com base na observação da evolução das tensões principais na linha perpendicular à placa soldada lateralmente à alma, para o carregamento do peso próprio, conforme se ilustra na Figura 3.56.

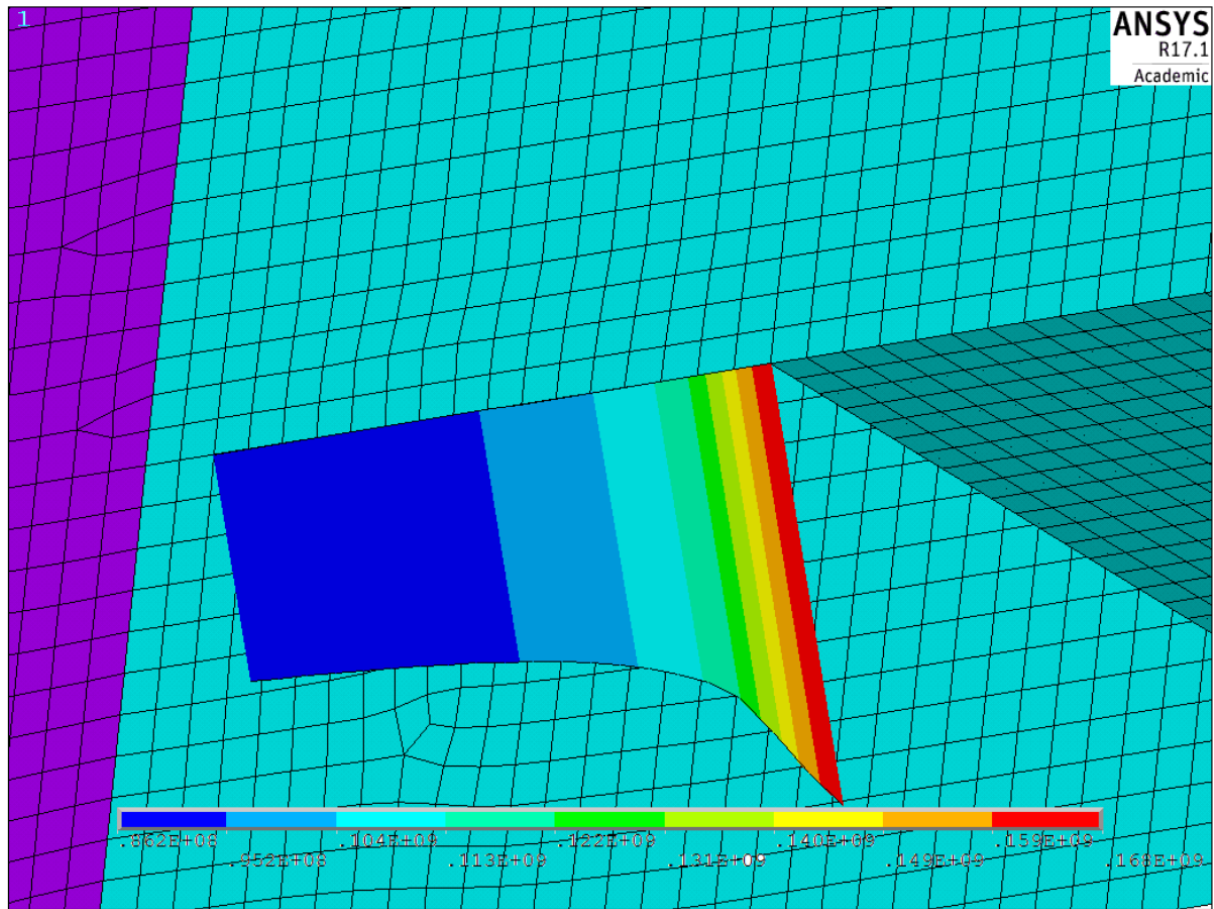


Fig.3.56 – Concentração de tensões nos elementos finitos

Aplicando o mesmo procedimento de análise dinâmica até agora utilizado, foram obtidas as componentes de tensão para a passagem de cada comboio a diferentes velocidades, tendo sido posteriormente combinadas para determinar os históricos de tensões principais. Tal como previsto, os valores máximos para cada velocidade são inferiores aos obtidos para tensão hot-spot, como pode observar-se na Figura 3.57.

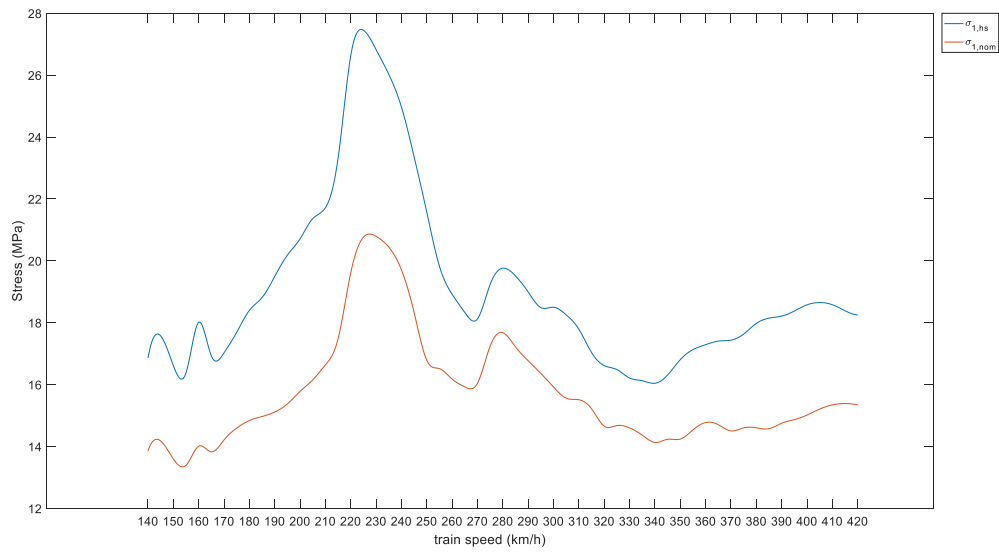


Fig.3.57 – Comparação entre os máximos de tensão hot-spot (a azul) e “nominal” (a laranja)

Tomando como exemplo a passagem do comboio Alfa Pendular, obtém-se o espectro da Figura 3.58. A intensidade de concentração de tensões pode ser traduzida no cálculo do fator  $k_f$ , conforme a equação seguinte.

$$k_f = \frac{\sigma_{hs}}{\sigma_{nom}} \quad (3.19)$$

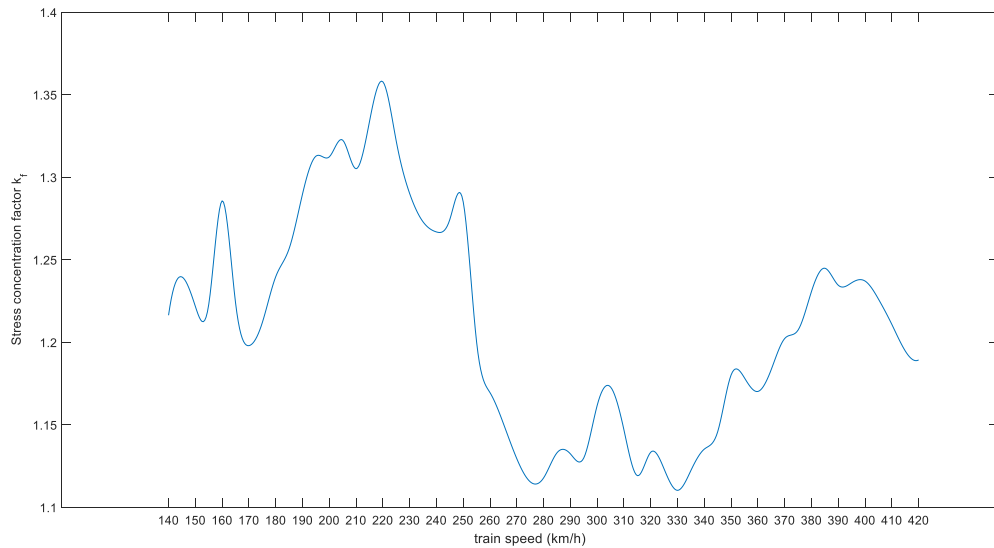


Fig.3.58 – Variação do fator de concentração de tensões consoante a velocidade (Alfa Pendular)

Os valores deste fator de concentração encontram-se entre 1 e 2, o que confirma a existência da concentração de tensões para as diversas velocidades e se enquadra na gama habitual de fatores  $k_f$

utilizados para detalhes correntes (Feldmann, M. [et al.], 2013). Verificou-se uma tendência semelhante com o carregamento dos restantes comboios.

### 3.5.3.2. Submodelo Sólido

O cálculo do submodelo sólido foi o computacionalmente mais exigente, devido não só à quantidade de nós do mesmo, mas também à variação de parâmetros introduzida. Tratando-se de um modelo mais realista, justifica-se que essa avaliação da sensibilidade seja feita com este modelo e não num modelo global. Assim, foi aumentado o número de modos da análise modal para 340, de forma a abranger frequências até 60 Hz (Figura 3.59), e considerados amortecimentos de 0,5% a 3,0%, de 0,5% em 0,5%.

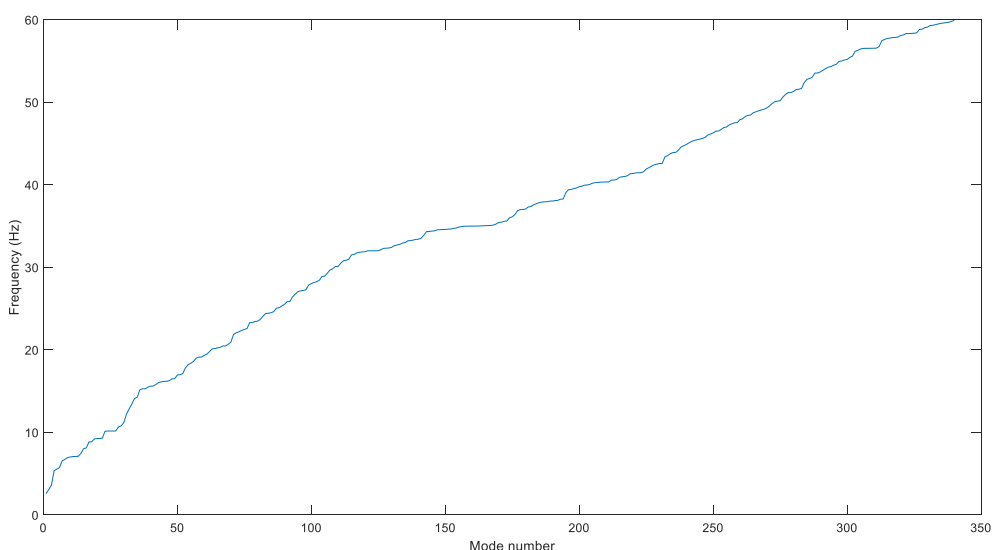


Fig.3.59 – Relação entre frequência e modo

Em primeiro lugar foram geradas as matrizes de coordenadas modais para cada um dos 9 comboios, a cada uma das 57 velocidades, com os 6 valores de amortecimento possíveis, totalizando 3078 matrizes. Em seguida, foi extraído do modelo local um ficheiro com a localização de cada nó que compõe a sua fronteira. No modelo global, para cada um dos 340 modos, calcularam-se os deslocamentos dos graus de liberdade dessa fronteira, os quais são automaticamente interpolados pelo programa, de modo a poder impor deslocamentos no submodelo, que tem uma malha mais discretizada e consequentemente mais nós, mesmo que esses nós não coincidam com nenhum dos do modelo global.

Uma vez que os referidos deslocamentos constituem o carregamento do submodelo, este foi sujeito a 340 análises estáticas das quais se extraíram as componentes de tensão longitudinal, vertical e de corte, em 12 nós, efetivando 6 pares de pontos de extrapolação de tensões hot-spot, três do lado da placa mais próximo do apoio (lado *a*) e três do outro lado (lado *b*).

A adoção de um maior número de modos e o armazenamento das coordenadas modais permite variar o número de modos incluídos na construção de uma resposta dinâmica. No capítulo seguinte, será apresentada a forma como o dano varia com o acrescentar de cada modo à resposta, possibilitando a

deteção de modos com participação excecional, relacionando a sua frequência com a frequência da solicitação.

Conhecidas as componentes modais das tensões, estas foram multiplicadas pelas coordenadas modais, seguindo-se a extrapolação de acordo com a equação (2.13) e a obtenção das tensões principais. Considerando os três pontos do lado *a*, importa compreender qual deles apresenta valores mais elevados de tensão. Para tal, apresentam-se na Figura 3.60 os valores máximos absolutos para cada velocidade de passagem do comboio Alfa Pendular, nos três nós.

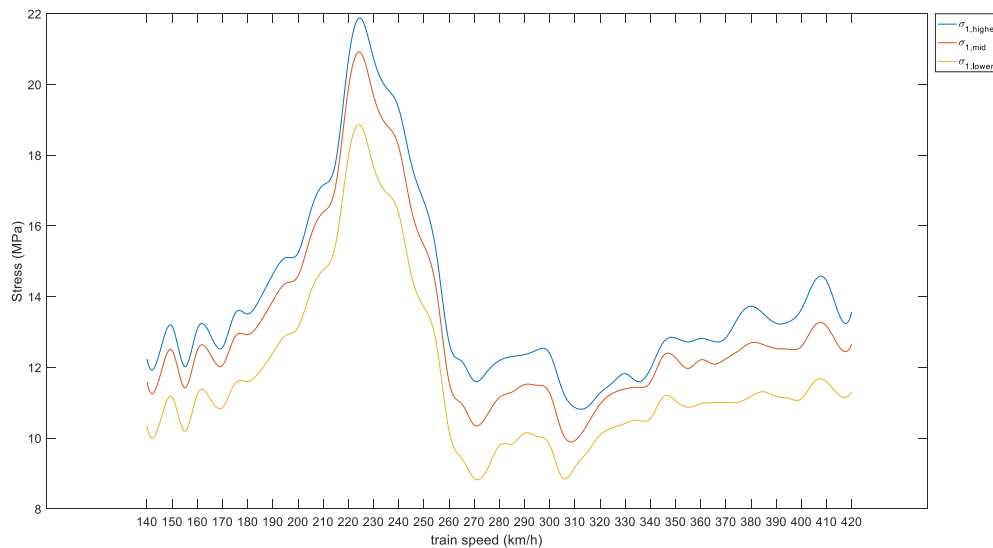


Fig.3.60 – Tensão principal máxima por velocidade no lado do detalhe mais próximo do apoio, num ponto superior (a azul), médio (a laranja) e inferior (a amarelo) da chapa.

A relação entre as tensões nos três nós é evidente e demonstrou-se idêntica para o carregamento com os restantes comboios, pelo que se incidirá a análise sobre o nó superior. Relativamente ao presente carregamento, a tensão máxima que surge é de 21,87 MPa, correspondente à velocidade de 225 km/h. Com o carregamento do comboio Eurostar 373 (Figura 3.61), a tensão máxima é de 41,11 MPa, à velocidade de 180 km/h e sob a ação do comboio Virgin (Figura 3.62) é de 42,66 MPa, a 220 km/h.

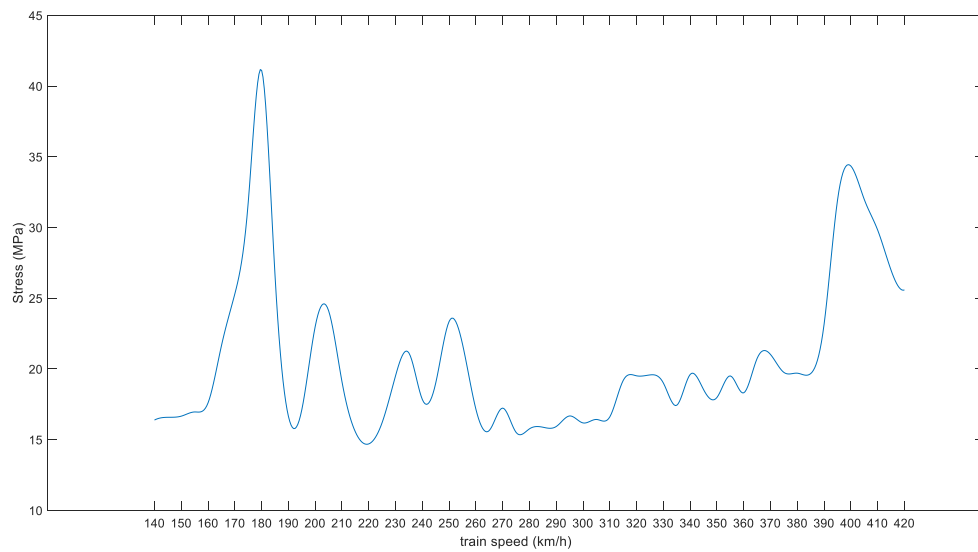


Fig.3.61 – Tensões principais máximas - Eurostar 373

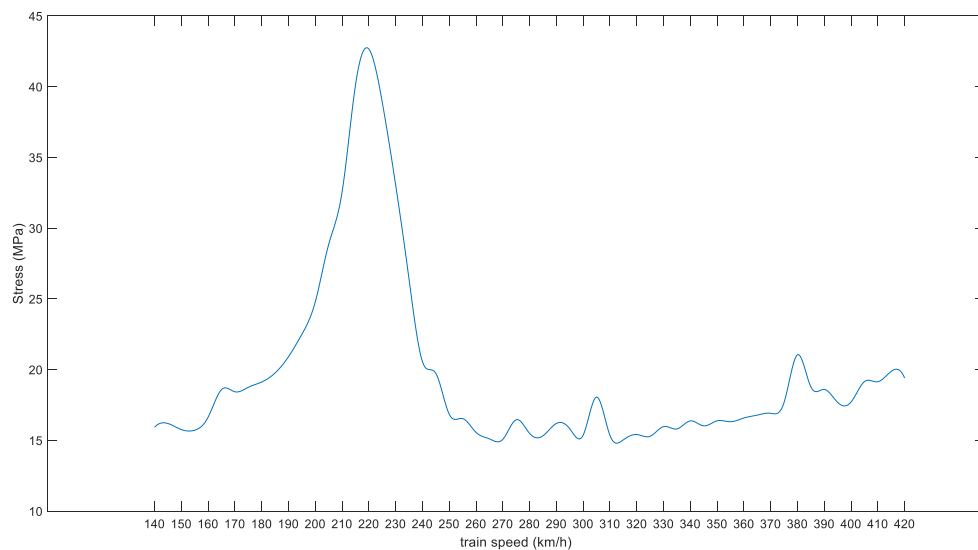


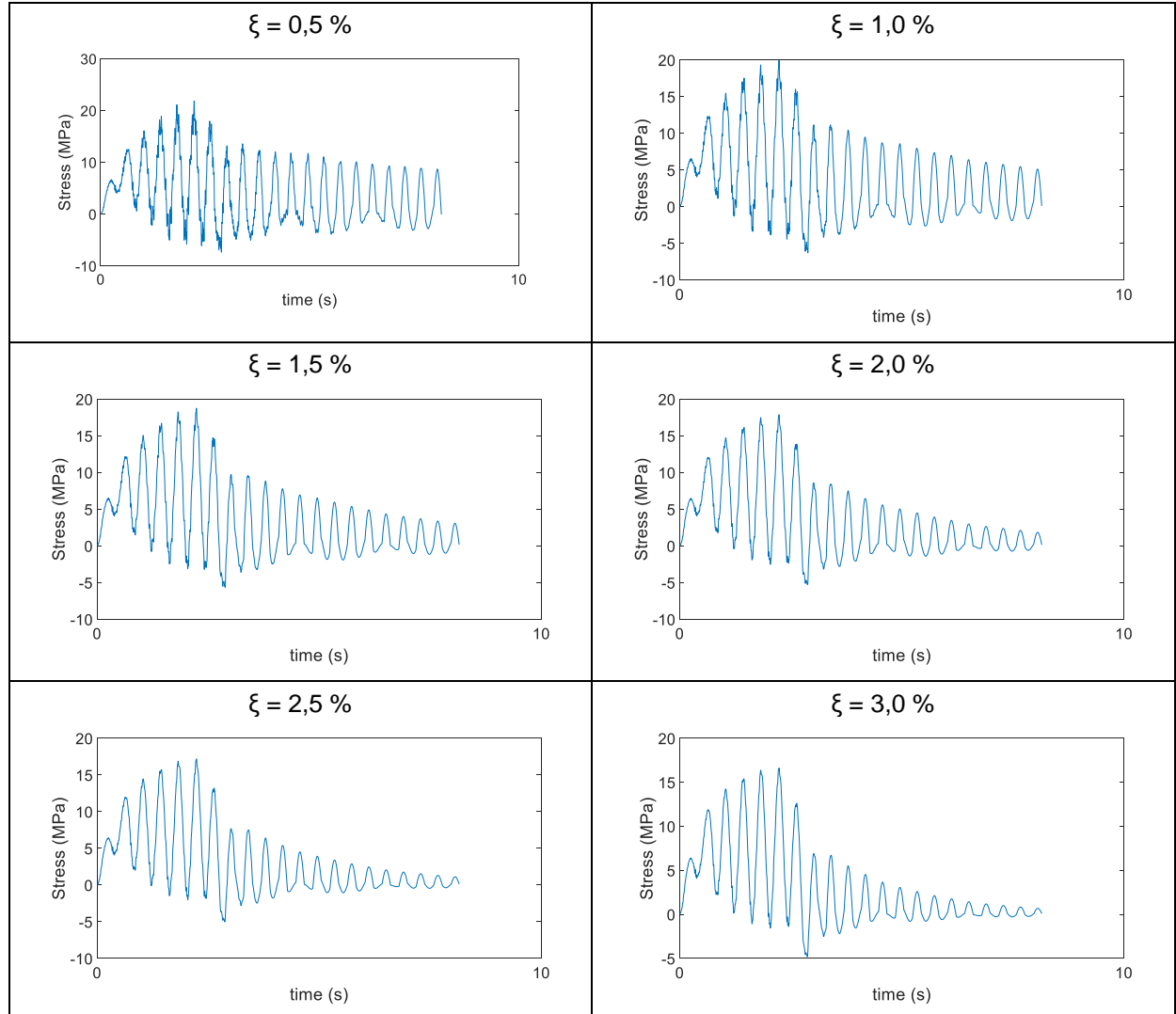
Fig.3.62– Tensões principais máximas - Virgin

A resposta deste modelo é semelhante à do modelo com elementos de casca, ainda que com um relativo decréscimo no valor absoluto das tensões. Este facto indica que o modelo global é conservativo, apontando para grandes concentrações de tensões, principalmente devido às singularidades introduzidas pela confluência de elementos no local onde se encontraria o cordão de soldadura. No submodelo, com a solda modelada e com vários elementos a materializar a espessura das chapas, os valores são menos conservativos. Esta análise torna patente uma das principais desvantagens do método hot-spot, que é o facto de ser sensível à malha.

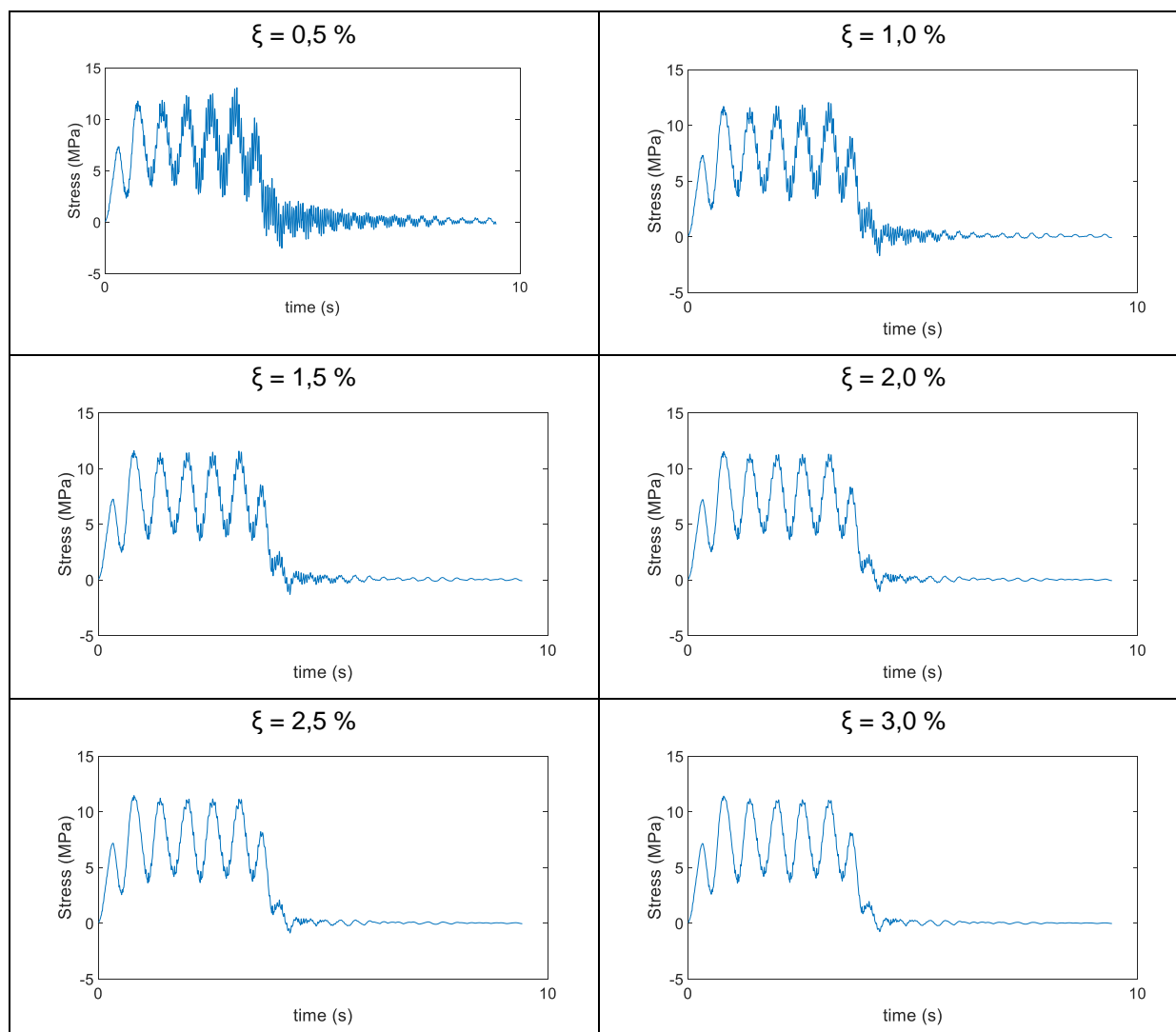
Relativamente à variação da tensão com o tempo para uma determinada velocidade, apresentam-se os resultados do comboio Alfa Pendular, variando o amortecimento ( $\zeta$ ), para a velocidade ressonante de

225 km/h (Quadro 3.3) e para a velocidade de 160 km/h (Quadro 3.4), que não apresenta amplificação dinâmica.

Quadro 3.3 – Efeito do aumento do amortecimento na resposta do comboio Alfa Pendular à velocidade de 220 km/h



Quadro 3.4— Efeito do aumento do amortecimento na resposta do comboio Alfa Pendular à velocidade de 160 km/h



Constata-se que o amortecimento afeta a resposta de duas maneiras. Por um lado, em vibração livre, a amplitude dos ciclos diminui mais rapidamente com o aumento do amortecimento. Por outro, o valor máximo atingido em cada historial também diminui. Na Figura 3.63, obtida para o comboio Virgin, compila-se essa relação, que denota uma descida mais acentuada entre os amortecimentos 0,5 % e 1% do que nos restantes.



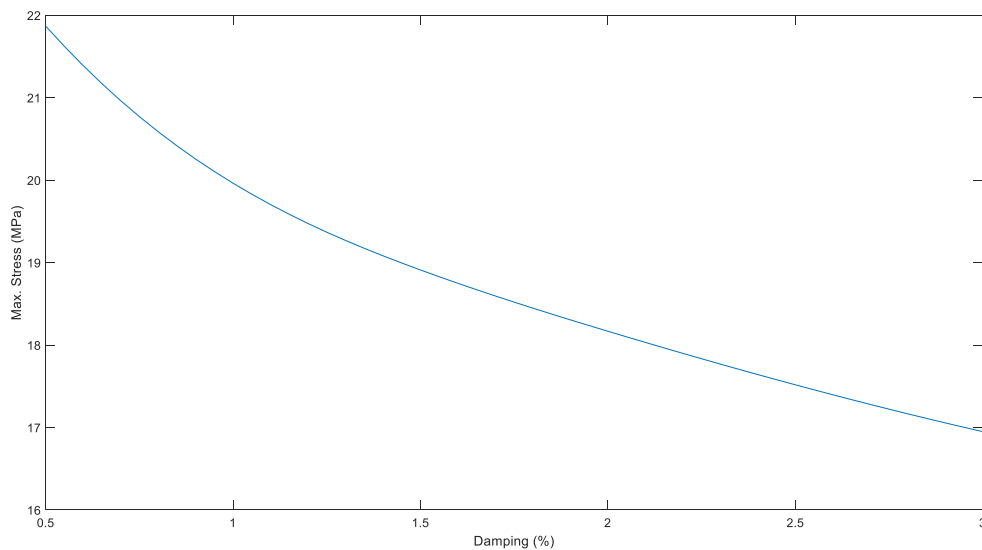


Fig.3.63– Diminuição da tensão máxima com o aumento do amortecimento

Contudo, para uma análise à fadiga, o valor absoluto máximo da tensão calculada num detalhe não é uma medida com elevada significância por si, contrariamente ao número de ciclos medidos com uma dada amplitude de tensão. É por essa razão que o amortecimento deve ser considerado cautelosamente, já que faz variar a amplitude em vibração livre.

Realça-se que as figuras apresentadas para o caso do comboio Alfa Pendular foram tidas como exemplo nesta secção, constatando-se que ao utilizar outros carregamentos a sensibilidade ao amortecimento é idêntica.

#### 3.5.4. CONCLUSÃO

A resolução de um sistema estrutural complexo como o do viaduto em estudo solicitado por cargas móveis recorrendo a elementos finitos é um procedimento moroso, que aumenta de exigência consoante são requeridos elementos com um maior número de graus de liberdade, impostos diversos carregamentos móveis, reduzidos os intervalos de tempo e sujeitos a variação parâmetros como o amortecimento e o número de modos. Todavia, este procedimento resulta num elevado grau de confiança nos resultados, essencial tendo em conta o facto de se estar a lidar com detalhes estruturais à escala milimétrica.

Feitas as análises dinâmicas e interpretados os seus resultados, encontram-se presentes as variáveis de entrada para uma análise à fadiga, que são os historiais de variação de tensões junto ao pé de um cordão de soldadura. Consecutivamente, no próximo capítulo, a informação de cada historial será repartida em ciclos de tensão e utilizada para calcular o dano que cada comboio introduz com a sua passagem a diferentes velocidades, conforme (2.11). A inclusão de diferentes números de modos e variação do amortecimento nas análises apresentadas auxilia a caracterização paramétrica do dano.



## 4

## CASO DE ESTUDO: ANÁLISE À FADIGA

## 4.1. CONTAGEM DE CICLOS

Enquanto no capítulo anterior se apresentou o método de análise dinâmica com recurso a elementos finitos de forma a produzir historiais de tensão, neste capítulo pretende concretizar-se a análise à fadiga, através do conceito de dano apresentado na secção 2.2.7. Para tal, é necessário contabilizar quantos ciclos de uma dada amplitude estão presentes num historial, os valores  $n_i$  da expressão (2.11).

Tanto o Eurocódigo 3 como a IIW indicam duas possíveis formas de contar os ciclos: o método da gota de água (*rainflow*) e o método do reservatório (*reservoir*). Devido à facilidade de integração do algoritmo do método *rainflow* com as ferramentas numéricas em uso, optou-se por se utilizar esse método, cujo algoritmo se pode encontrar em ASTM, A.E. (2003).

O processo de cálculo baseia-se numa analogia com o percurso de uma gota de água numa sucessão de telhados. Assim, o gráfico ilustrativo de um historial de tensões é colocado com o eixo do tempo na vertical e o caudal imaginário iniciado na origem do referencial. A gota de água segue o seu percurso pelo gráfico, caindo na vertical quando atinge um máximo ou mínimo local, e só cessa o movimento quando se depara com uma queda de um telhado superior ou quando atinge um máximo ou mínimo de valor absoluto superior ao valor onde se iniciou o percurso (Ribeiro, D. [et al.], 2006). Cada percurso inteiro é contabilizado como meio ciclo, e cada percurso interrompido constitui um ciclo inteiro, já que se inicia e acaba no mesmo valor de tensão. A Figura 4.1 esquematiza o referido método.

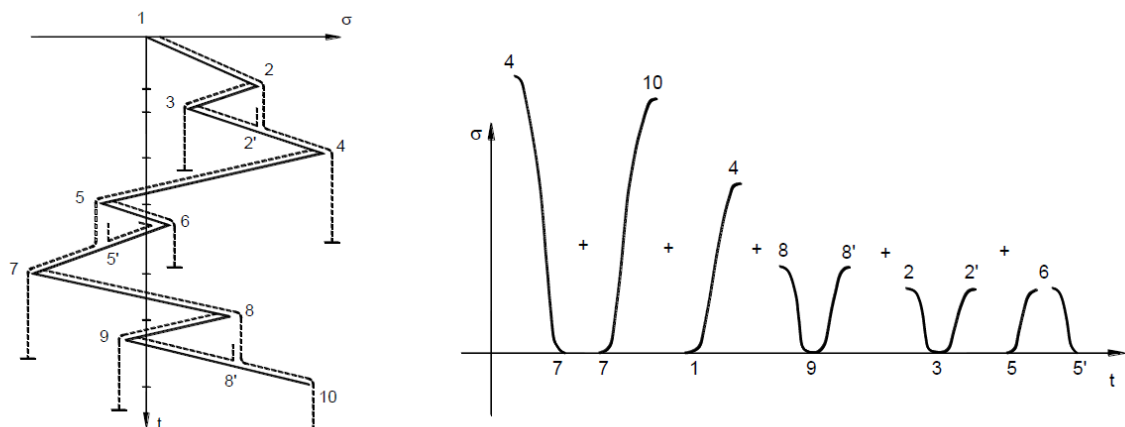


Fig.4.1 – Visualização do método *rainflow*, adaptado de Ribeiro, D. [et al.] (2006)

A automatização deste método consiste em detetar os máximos e mínimos locais e contar os ciclos completos e a respetiva amplitude. Os extremos locais utilizados nessa determinação são eliminados do historial e este é redesenhado. O processo volta ao início e repete-se iterativamente até não restarem ciclos completos, sendo então contabilizados os meios ciclos. No presente trabalho, considerando os intervalos de tensões apresentados no capítulo anterior, optou-se por agrupar as

amplitudes em intervalos de 1 MPa, arredondando para 1 MPa todos os valores de intervalos de tensões entre 0 e 1 MPa. Por fim, obtêm-se espectros de tensões que ilustram a frequência absoluta de cada intervalo de amplitude. A contagem de ciclos foi feita com os dados de tensões hot-spot calculados no submodelo de elementos finitos sólidos, por ser o que mais se aproxima da realidade. Na presente secção, consideram-se 340 modos de vibração da estrutura e um amortecimento de 0,5 %, pelo lado da segurança. Contudo, mais à frente será avaliada a sensibilidade do cálculo de dano à variação de ambos os parâmetros. Para cada comboio serão apresentados 2 de 57 possíveis espectros, relativos a cada velocidade considerada, sendo uma das 2 velocidades ressonante e a outra não, de modo a conferir convenientemente um meio de comparação para os espectros relativos às velocidades críticas.

Considere-se a passagem do comboio Alfa Pendular, e, em particular, a variação de tensões por esta produzida, patente nas Figuras 3.48 e 3.49, a primeira por se tratar de uma velocidade que conduz a tensões máximas e a segunda por se considerar ilustrativa de um historial típico. Na Figura 4.2 apresentam-se os respetivos espectros, como resultado da aplicação do método *rainflow*.

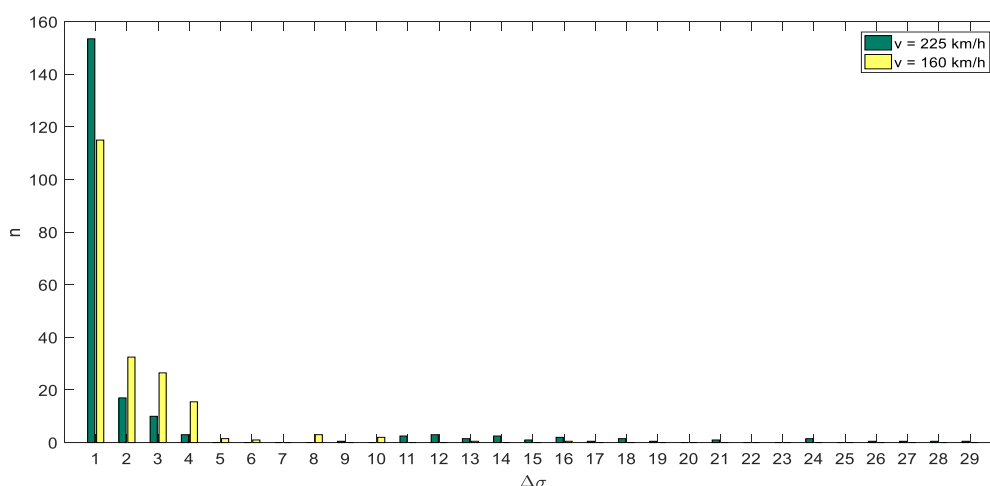


Fig.4.2 – Espectro de ciclos de tensão – Alfa Pendular – velocidades 160 e 225 km/h

É característica comum a ambos os espectros o facto de apresentarem um elevado número de ciclos para as amplitudes de 1 a 4 MPa, que nos gráficos dos historiais se observam como as irregularidades junto aos picos. Não obstante, é nas diferenças que se encontram informações relevantes acerca do comportamento dinâmico da estrutura. Em primeiro lugar, note-se como nos intervalos de 2 a 8 MPa o espectro da velocidade 160 km/h verifica maior frequência absoluta, o que reflete a ideia já transmitida pelo gráfico sobre as baixas amplitudes originadas em vibração livre. É também evidente o facto de que, à velocidade de 225 km/h, surgem ciclos de tensão de elevada amplitude, 28 MPa, enquanto que o outro espectro não chega a ultrapassar os 16 MPa. Conclui-se assim que o Alfa Pendular é um comboio que no viaduto em análise gera mais ciclos e com maiores amplitudes quando passa a uma velocidade crítica.

Relativamente à passagem do comboio Talgo AV2 (Figura 4.3), observa-se principalmente que a frequência absoluta para a amplitude de 1 MPa tem um valor muito elevado para a velocidade não ressonante de 160 km/h. Ainda assim, no capítulo seguinte demonstra-se que o dano provocado por essa velocidade é cerca de 10 vezes inferior ao provocado pela velocidade de 350 km/h. Ou seja, com este carregamento, aparenta ser mais crítico para o cálculo do dano poucos ter poucos ciclos de elevada amplitude do que diversos ciclos de baixa amplitude.

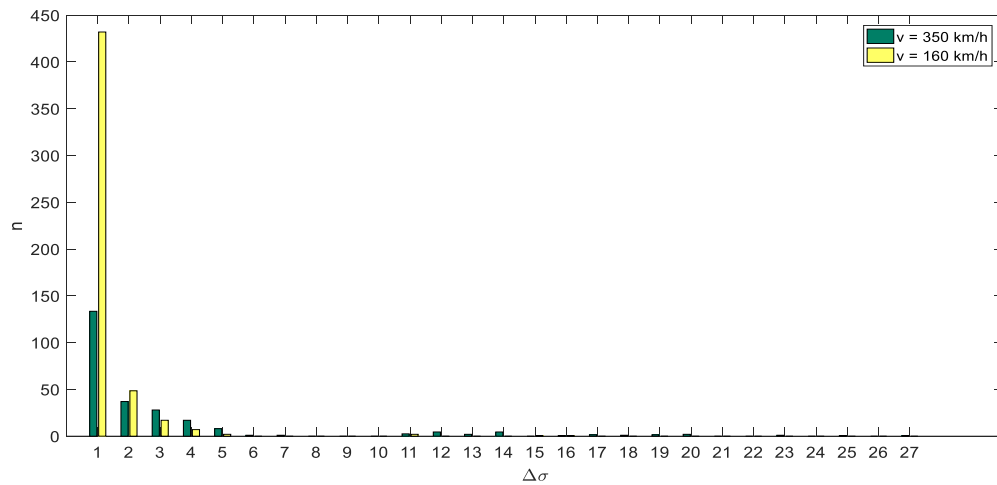


Fig.4.3 – Espectro de ciclos de tensão – Talgo AV2 – velocidades 350 e 160 km/h

O comboio Thalys 2 constitui um dos casos em que a velocidade crítica é relativamente baixa, nomeadamente, 185 km/h . Tal como no caso anterior, uma velocidade não ressonante (aqui, 300 km/h), provoca mais ciclos de 1 MPa, mas apresenta uma amplitude máxima de 22 MPa, bem aquém dos 51 MPa verificados no caso dos 185 km/h (Figura 4.4)

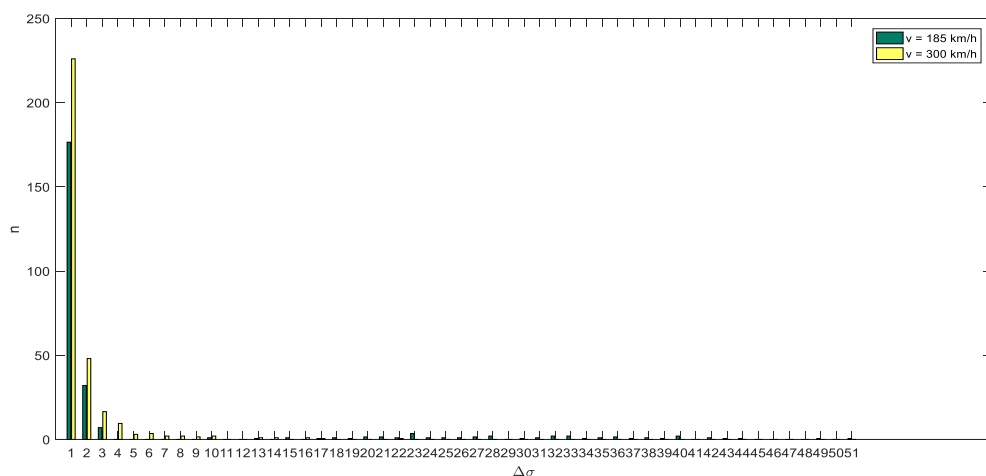


Fig.4.4 – Espectro de ciclos de tensão – Thalys 2 – velocidades 185 e 300 km/h

O carregamento do comboio Eurostar 373 foi um dos mais discutidos no capítulo anterior, razão pela qual se apresenta na Figura 4.5 a contagem de ciclos relativa aos históricos de tensões já conhecidos das Figuras 3.51 e 3.52.

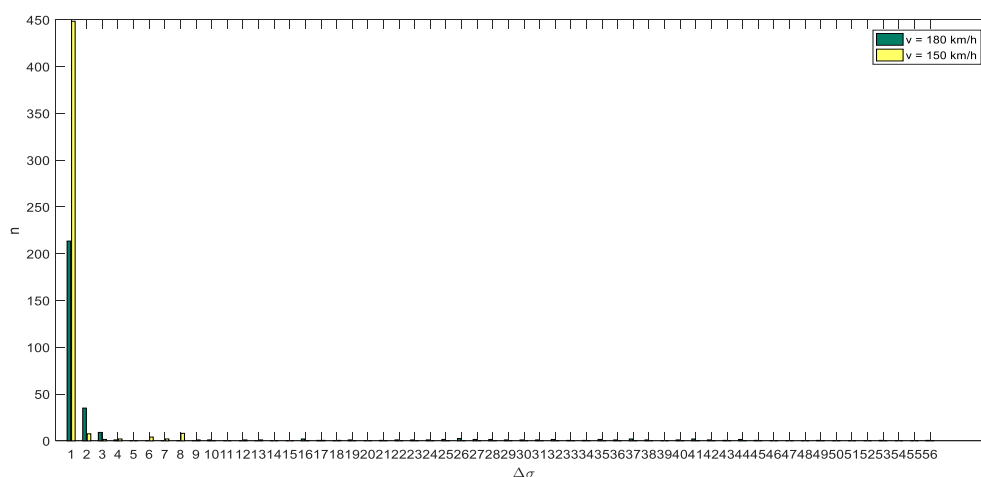


Fig.4.5 – Espectro de ciclos de tensão – Eurostar 373 – velocidades 180 e 150 km/h

Mais uma vez, é para a velocidade não ressonante, 150 km/h, que surge o maior número de ciclos a amplitude de 1 MPa, sendo que a o espectro da velocidade 180 km/h ocupa as amplitudes mais elevadas.

Para a passagem do comboio X 2000 escolheu apresentar-se na Figura 4.6 os espectros às velocidades de 400 e 185 km/h. Apesar de se ter detetado dano máximo para a velocidade de 420 km/h, esta encontra-se no limite da gama considerada, enquanto que 400 km/h constitui um pico local de dano. Observa-se que este carregamento não confere ao detalhe ciclos de elevada amplitude, quando comparado com os anteriores, verificando-se mesmo assim a tendência da concentração de ciclos de 1 MPa em velocidades que, após a passagem do comboio, imprimem ao detalhe extensões diminutas em vibração livre.

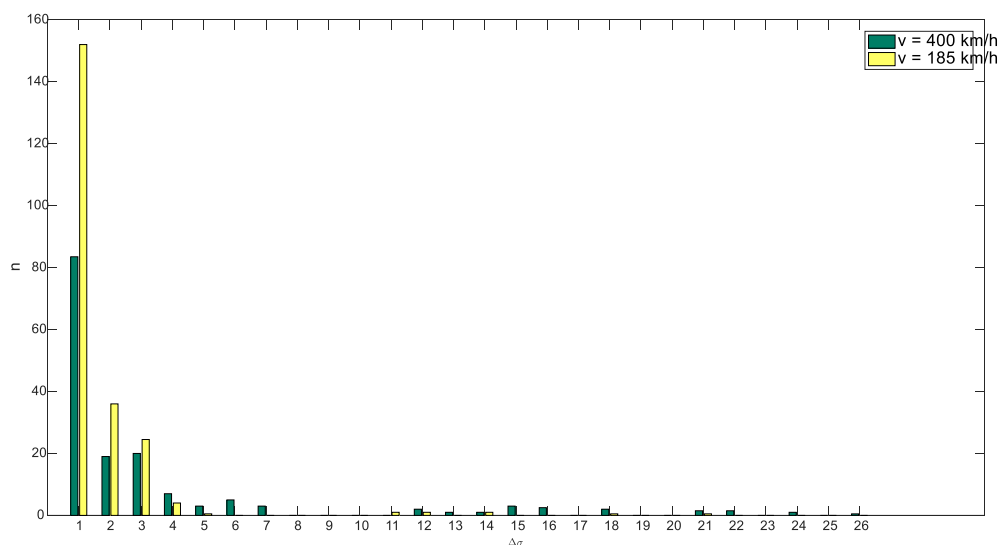


Fig.4.6 – Espectro de ciclos de tensão – X 2000 – velocidades 400 e 185 km/h

Considerando agora o caso do TGV Atlantique (Figura 4.7), voltam a surgir amplitudes de tensões mais elevadas. À velocidade de 185 km/h, chegam a ser atingidos intervalos de 49 MPa, enquanto que à velocidade de 290 km/h se ficam pelos 22 MPa. Noutras velocidades, como a de 290 km/h presente no espectro, são as amplitudes de 1 e 2 MPa que se fazem representar mais.

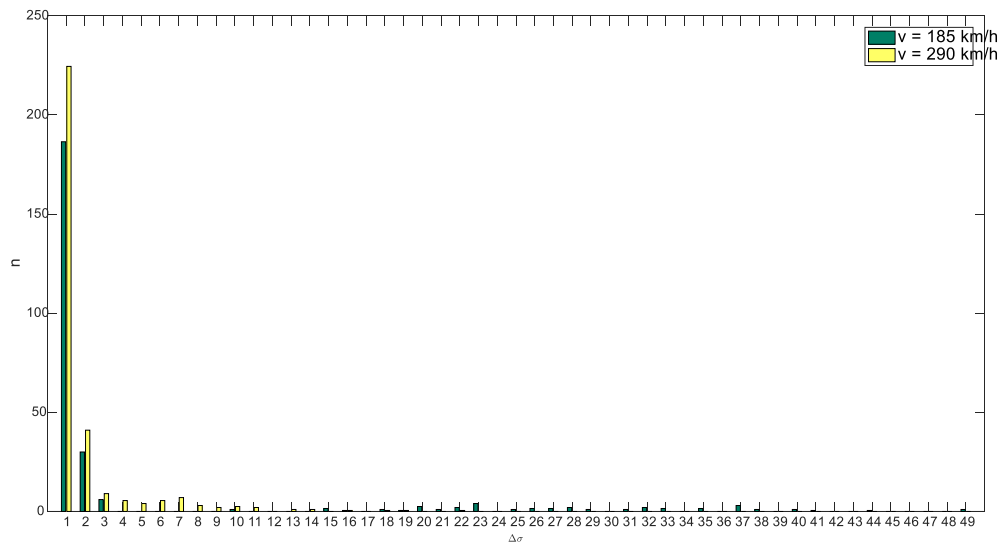


Fig.4.7 – Espectro de ciclos de tensão – TGV Atlantique – velocidades 185 e 290 km/h

No Capítulo 3 foi apontado que, em valor absoluto, as tensões principais máximas no detalhe em análise ocorrem quando a estrutura é carregada com o comboio Virgin, à velocidade de 220 km/h. O historial de tensões correspondente a esse caso encontra-se na Figura 3.54, cujo espectro se apresenta na Figura 4.8, juntamente com o espectro para a velocidade de 150 km/h, para permitir uma comparação.

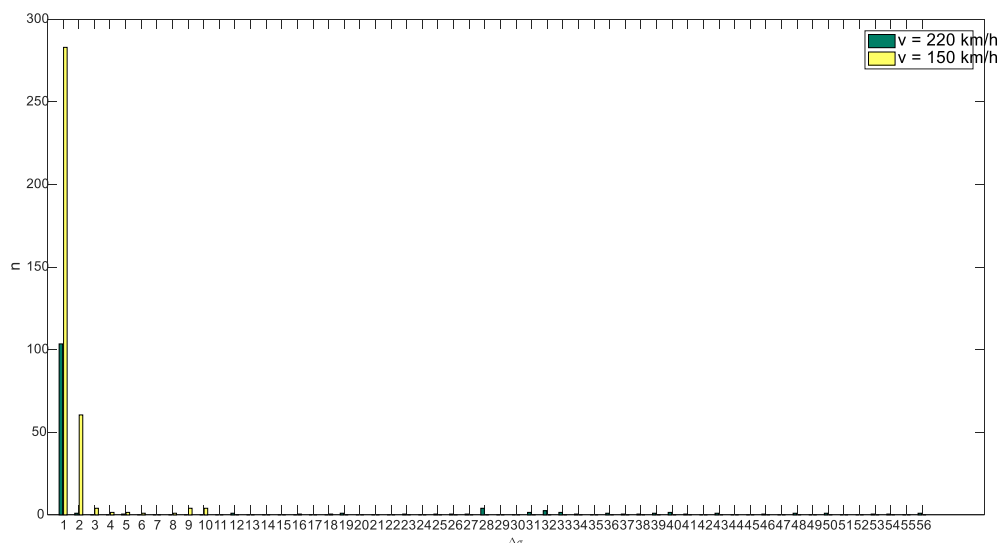


Fig.4.8 – Espectro de ciclos de tensão – Virgin – velocidades 220 e 150 km/h

Este constitui um exemplo claro do que se verifica nos outros casos. A velocidade ressonante faz surgir amplitudes com um máximo de 56 MPa, valor elevado comparado com as amplitudes máximas que se verificaram para as outras velocidades, que se situam por volta dos 20 MPa, e no caso apresentado a 150 km/h, a amplitude máxima é de 18 MPa. Observando a Figura 3.55, percebe-se que o elevado número de ciclos de 1 MPa se correlaciona com a irregularidade da linha do gráfico, o que sugere a participação com importância mais equilibrada de vários modos, contrariamente ao que acontece na Figura 3.54.

Dada a semelhança entre as respostas observadas nas Figuras 3.33 e 3.34, que se referem, respetivamente, aos comboios ICE 2 e ERT-Y-500, apresentam-se nas Figuras 4.9 e 4.10 os espectros para as mesmas velocidades de 240 e 180 km/h.

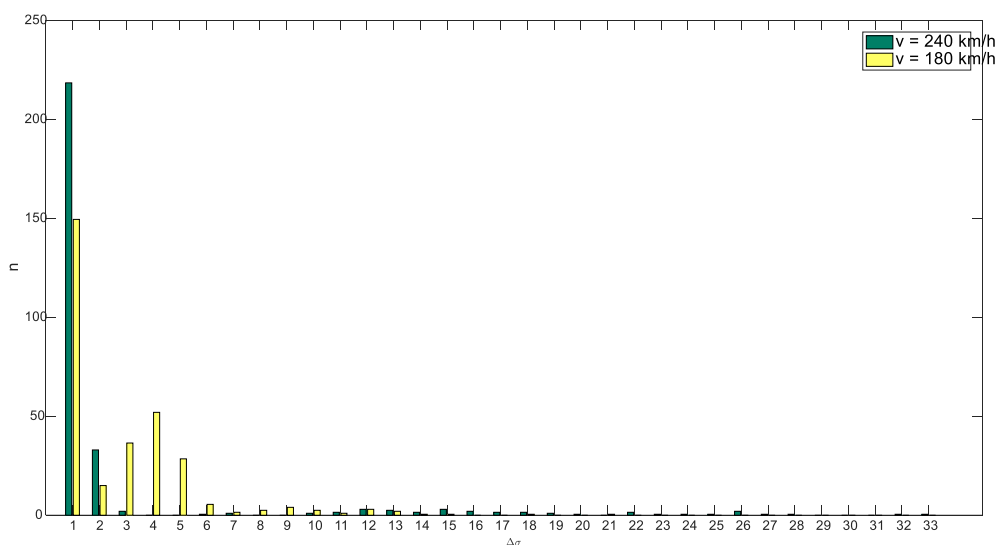


Fig.4.9 – Espectro de ciclos de tensão – ICE 2 – velocidades 160 e 225 km/h

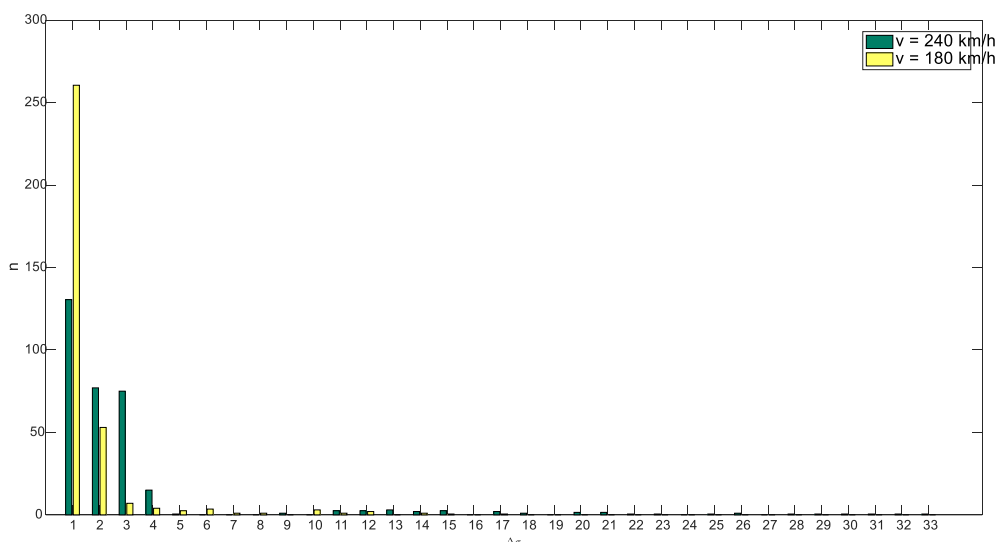


Fig.4.10 – Espectro de ciclos de tensão – ETR-Y-500 – velocidades 240 e 180 km/h



Ambos os casos apresentam amplitudes máximas de 33 MPa à velocidade de 240 km/h, que é ressonante nos dois. Já à velocidade de 180 km/h, a tensão provocada pelo comboio ICE 2 atinge amplitudes de 21 MPa, ficando pelos 17 MPa no caso do comboio ETR-Y-500. Do espectro da Figura 4.9 retira-se também a informação de que o comboio ICE 2 e o Alfa Pendular são os únicos que, ao circular em às respectivas velocidades críticas, provocam maior número de ciclos de 1 MPa que nas restantes velocidades, contrariando a tendência verificada nos demais comboios.

#### 4.2. CÁLCULO DO DANO

Para o cálculo do dano à fadiga, em concordância com a expressão (2.11), são já conhecidos todos os valores de  $n_i$ . Para 9 comboios, a 57 velocidades diferentes cada um, e com 6 possíveis valores de amortecimento, foram determinados historiais de tensão hot-spot no pé do cordão de soldadura de um detalhe estrutural. Esses historiais foram então submetidos a um algoritmo para agrupar e contabilizar a quantidade de cada ciclo de tensão que os constituem, produzindo o parâmetro  $n_i$ . Para finalizar a aplicação da regra de Palmgren-Miner, resta conhecer o número de ciclos, para cada amplitude  $\Delta\sigma_i$ , que seria necessário aplicar até ser atingida a rotura,  $N_i$ , conforme a expressão (4.1). No Quadro 4.1 indicam-se os valores para atribuídos a cada parâmetro.

$$N_i = \left( \frac{\Delta\sigma_c / \gamma_{Mf}}{\Delta\sigma_i} \right)^m \times 2 \times 10^6 \quad (4.1)$$

Quadro 4.1 – Parâmetros utilizados

Parâmetro	Valor
$\Delta\sigma_c$	90
$\gamma_{Mf}$	1,35
$\Delta\sigma_L$	0
$\Delta\sigma_D$	0
$m$	3

Os valores indicados têm como objetivo colocar a análise do lado da segurança. Em primeiro lugar, considerando o método de verificação pelo tempo de vida garantido e classificando as consequências da rotura como importantes, conforme o Eurocódigo 3, o coeficiente parcial de resistência à fadiga,  $\gamma_{Mf}$ , tem o valor de 1,35. Depois, e de forma a incluir todos os ciclos existentes, mesmo que de baixa amplitude, retiram-se os limites de truncatura  $\Delta\sigma_L$  e os de fadiga a amplitude constante,  $\Delta\sigma_D$ . Por fim, considerou-se apenas o declive  $m = 3$ , e não um declive variável, o que faz diminuir os valores de  $N_i$  associados a intervalos de tensão baixos, consequentemente aumentando o valor do dano. Trata-se, portanto, da aplicação de uma curva do tipo *a*) da Figura 2.13, excetuando o limite de truncatura.

Os valores a que se chegou para o dano a cada velocidade para cada comboio são ainda conservativos em parte devido ao valor do amortecimento adotado, que neste caso é de 0,5 %. Posteriormente, será analisada a influência deste parâmetro. De forma semelhante, foi considerada a participação de cada um dos 340 modos de vibração calculados. Realça-se que o dano calculado é um dano residual,

referindo-se apenas a uma passagem de um comboio, justificando a reduzida ordem de grandeza. Porém, pelo princípio da acumulação de dano, os valores residuais podem ser multiplicados pela quantidade de comboios que passam na estrutura num dado período de tempo, de forma a conhecer o respetivo dano total.

#### 4.2.1. ALFA PENDULAR

O comboio Alfa Pendular, o único do conjunto em consideração que constitui um carregamento real da estrutura, provoca um dano máximo de  $1,9876 \times 10^{-7}$  quando circula à velocidade de 225 km/h. O espectro da Figura 4.11 tem a particularidade de ter apenas um pico que se destaca e de este ter um valor cerca de 10 vezes superior aos restantes pontos que constituem o gráfico. Esse incremento demonstra claramente a existência de fenómenos de amplificação dinâmica e a necessidade de se proceder a análises dinâmicas em estruturas como o presente viaduto, visto que a velocidade a que as cargas se movimentam pode fazer aumentar numa ordem de grandeza o dano provocado a um detalhe. Comparando com o gráfico da Figura 3.26, nota-se que a existência de apenas um pico existia para o espectro do nó central, mas não para o espectro do nó *right*, o qual apresentava um segundo máximo local aos 290 km/h.

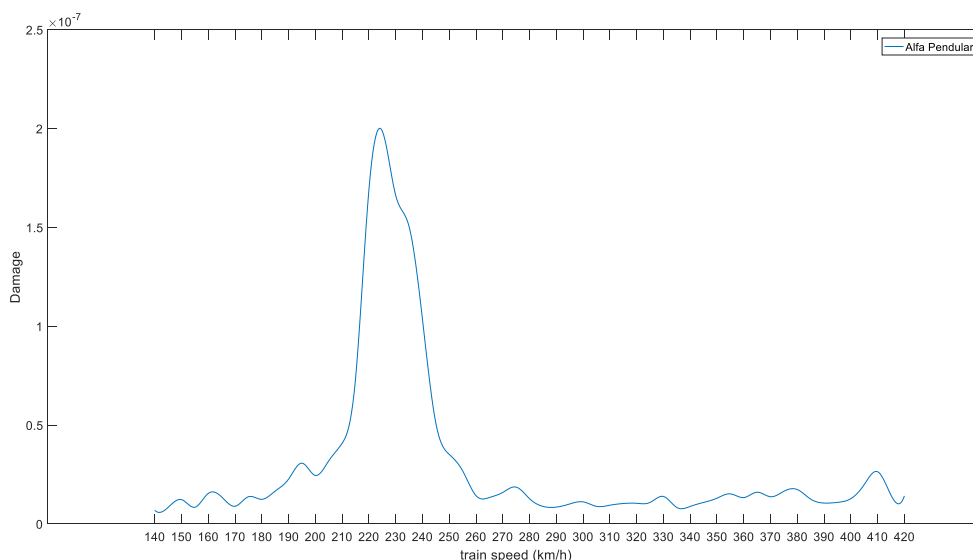


Fig.4.11 – Dano causado por velocidade – Alfa Pendular

##### 4.2.1.1. Influência sobre a vida útil da estrutura

Dado tratar-se de um carregamento real, é interessante relacionar o dano com a vida útil do viaduto. Ressalva-se que as considerações no presente ponto são meramente ilustrativas e visam auxiliar uma melhor interpretação dos dados. Uma análise cuidada ao tempo de vida útil necessitaria de ter em conta outros carregamentos (como comboios de mercadorias ou comboios de passageiros que não de alta velocidade) e a implementação de métodos estatísticos para indicar a composição diária de um cenário de tráfego e a sua evolução anual.

Considere-se, a título de exemplo, um cenário de tráfego constituído pela passagem de 6 comboios Alfa Pendular por dia, circulando sempre à velocidade de 225 km/h (Alencar, G. [et al.], 2016b). Ao final de um ano, esse cenário provocaria um dano de  $4,35 \times 10^{-4}$ . Se o cenário crescer a um ritmo constante de 4% ao ano, a vida útil da estrutura fica pelos 116 anos, já que nesse ano o dano atingiria o valor de 1,0185. Por outro lado, se a circulação se der a 200 km/h, o dano causado por cada passagem seria de  $2,4542 \times 10^{-8}$ , e ao fim de um ano de  $5,37 \times 10^{-5}$ . O dano só ultrapassaria a unidade ao fim de 170 anos. À velocidade de 260 km/h, tal só aconteceria passados 183 anos.

Ainda que os valores apresentados tenham um elevado grau de simplicidade, compreende-se a necessidade de adequação da velocidade de circulação nas pontes e viadutos ferroviários, e nota-se que velocidades superiores podem até ser benéficas. A comparação entre 225 km/h e 200 km/h é interessante visto serem velocidades na vizinhança da velocidade máxima a que o Alfa Pendular circula habitualmente, pelo que serão certamente observadas no viaduto. Uma análise estatística para caracterizar o cenário de tráfego deve também prever uma distribuição adequada das velocidades, em torno das velocidades médias.

#### 4.2.2. TALGO AV2

Na Figura 4.12 apresenta-se a distribuição por velocidade do dano causado pelo comboio TALGO AV2. O dano máximo calculado é de  $1,9952 \times 10^{-7}$ , quando a circulação se faz a 420 km/h. Esta velocidade é, porém, o limite superior da gama considerada, pelo que não é possível determinar se este valor é um máximo local ou se surgiria um máximo a uma velocidade superior. O maior máximo local surge então para a velocidade de circulação de 350 km/h, com um dano de  $1,7387 \times 10^{-7}$ . Esta é a velocidade típica de circulação do comboio, e foi com essa que se verificou o máximo deslocamento no nó *left*.

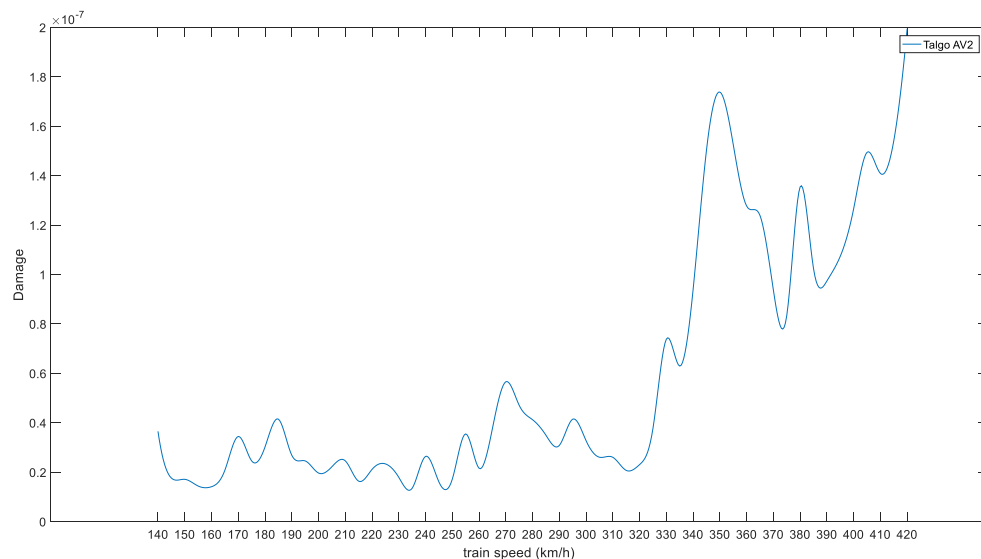


Fig.4.12 – Dano causado por velocidade – Talgo AV2

#### 4.2.3. THALYS 2

O comboio Thalys 2, circulando a uma velocidade de 185 km/h, faz surgir um dano de  $1,7719 \times 10^{-6}$  por passagem (Figura 4.13). Note-se que é o primeiro comboio dos referidos até agora cujo dano se encontra nessa ordem de grandeza. Outra particularidade deste espectro é o facto de apresentar uma forma muito semelhante ao espectro de flecha máxima por velocidade, visível na Figura 3.28, também com máximos locais de 185 e 205 km/h.

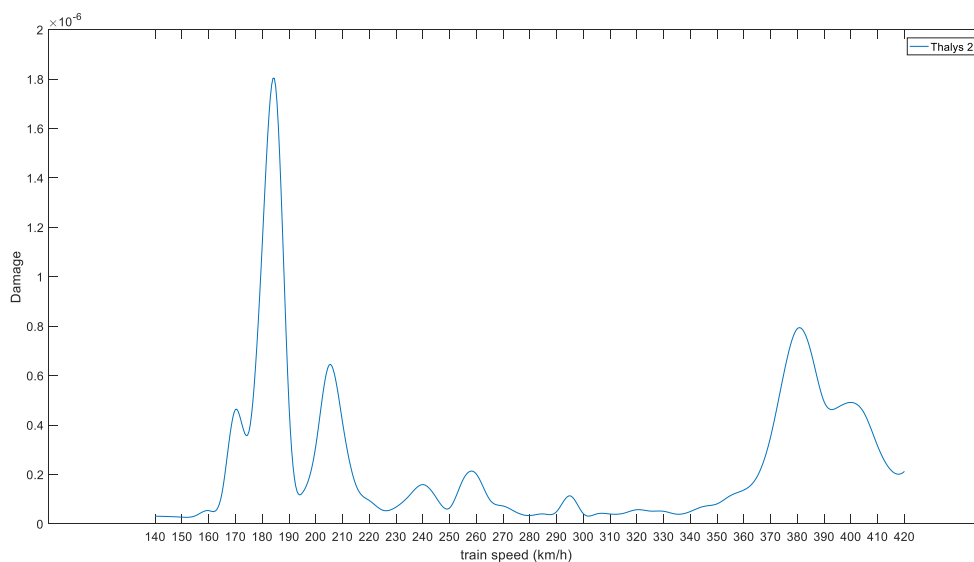


Fig.4.13 – Dano causado por velocidade – Thalys 2

#### 4.2.4. EUROSTAR 373

Como se pode constatar na Figura 4.14, o comboio Eurostar 373 configura o cenário mais gravoso, imprimindo um dano de  $2,2538 \times 10^{-6}$  quando circula a 180 km/h, velocidade já apontada como crítica na análise dos deslocamentos. O pico deste espectro é bastante localizado, e faz aumentar a resposta em cerca de 20 vezes face a outras velocidades, evidenciando um cenário de amplificação dinâmica. À velocidade de circulação típica, que seria de 300 km/h, o espectro não apresenta nenhum fenómeno local relevante.

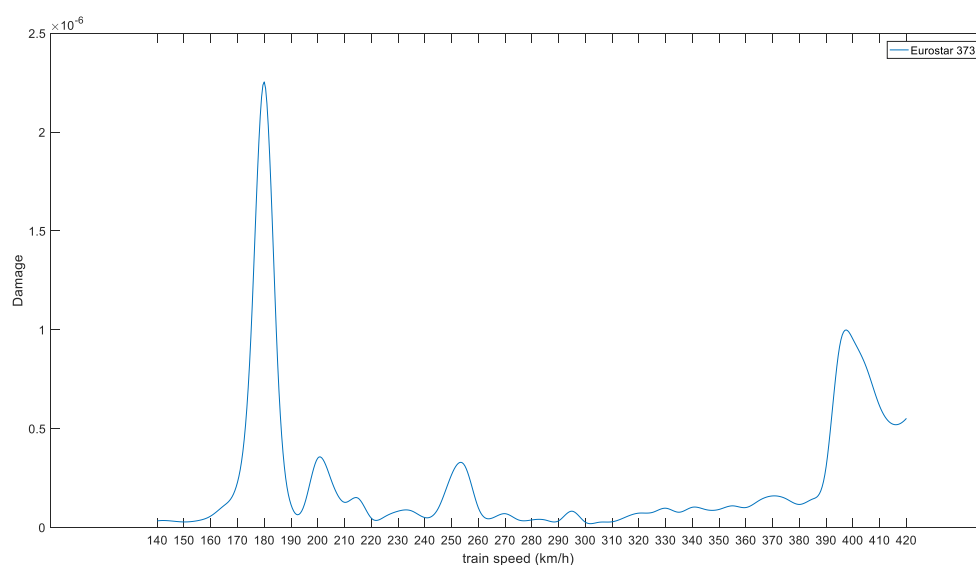


Fig.4.14 – Dano causado por velocidade – Eurostar 373

#### 4.2.5. X 2000

Da mesma forma como se referiu quanto ao Talgo AV2, o comboio X2000 também aparenta causar maior dano aos 420 km/h, com o valor de  $2.3503 \times 10^{-7}$  (Figura 4.15). Às velocidades mais correntes, o máximo local é de  $6,6156 \times 10^{-8}$ , relativamente à velocidade de circulação de 210 km/h. É de referir que é o comboio em que mais aparenta haver uma relação de proporcionalidade entre a velocidade de circulação e o dano, como se pode observar na inclinação da linha do gráfico da Figura 4.25 a partir dos 320 km/h.

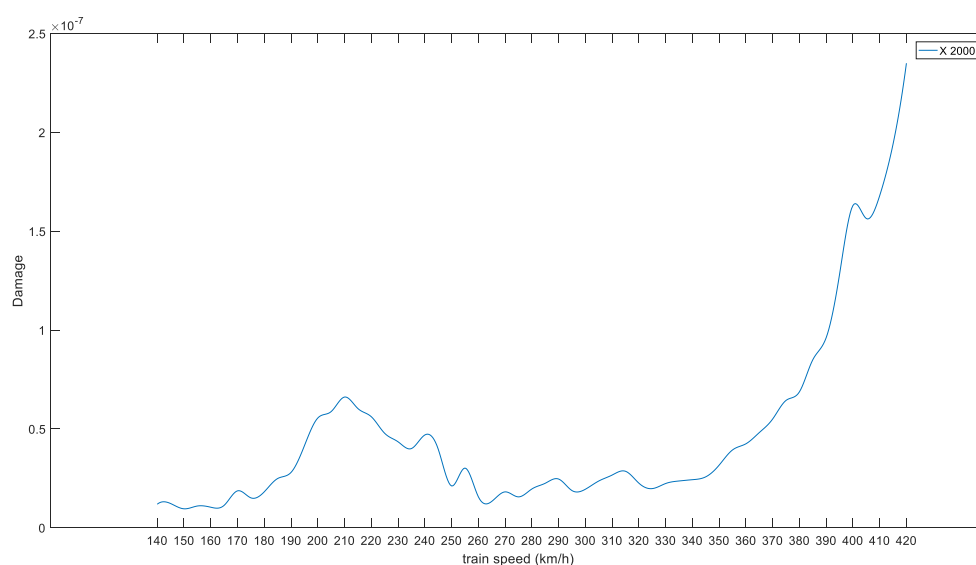


Fig.4.15 – Dano causado por velocidade – X2000

#### 4.2.6. TGV ATLANTIQUE

Ao solicitar o viaduto em análise com as cargas do comboio TGV Atlantique à velocidade de 185 km/h, surge um dano de  $1,5786 \times 10^{-6}$ , o terceiro caso mais gravoso detetado (Figura 4.16). Verifica-se também um pico de dano aos 380 km/h, com o valor de  $1,072 \times 10^{-6}$ , velocidade que constitui um pico no espectro de deslocamentos no nó *left*, visível na Figura 3.31.

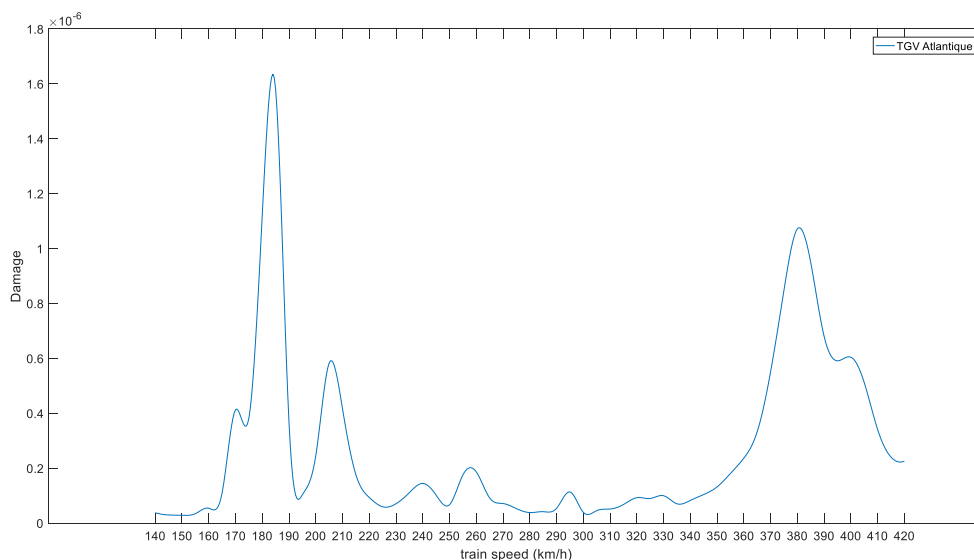


Fig.4.16 – Dano causado por velocidade – TGV Atlantique

#### 4.2.7. VIRGIN

O cenário de carregamento associado ao comboio Virgin faz surgir o maior dano detetado nas presentes análises, chegando ao valor de  $2,2123 \times 10^{-6}$ , caso o movimento de cargas seja considerado a 220 km/h (Figura 4.17). Recordar-se que a velocidade de circulação típica deste comboio é de 200 km/h. De notar também uma semelhança considerável com o espectro causado pelo comboio Alfa Pendular, ainda que esse tenha dano na ordem de  $10^{-7}$  e não na ordem de  $10^{-6}$ .

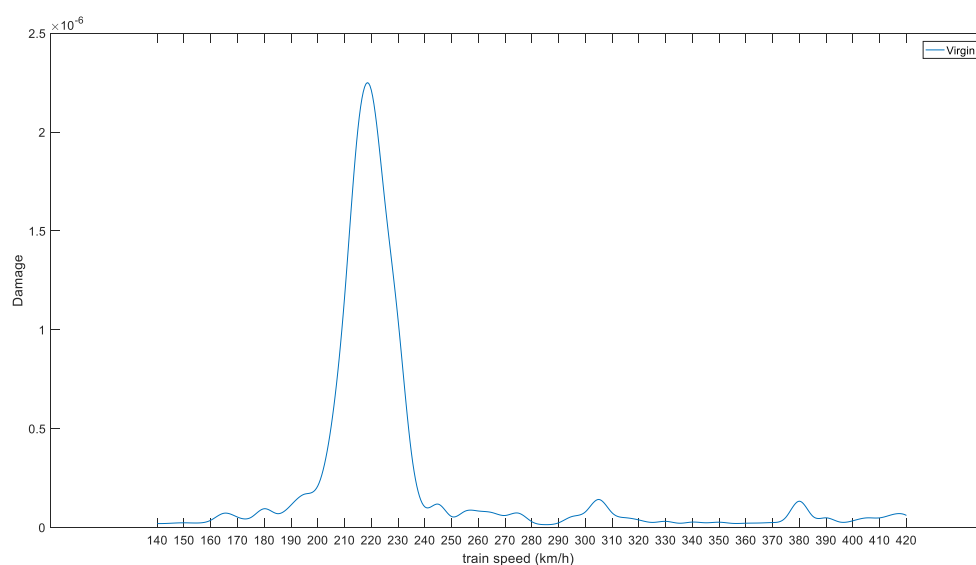


Fig.4.17 – Dano causado por velocidade – Virgin

#### 4.2.8. ICE 2

Assim como os comboios X 2000 e Talgo AV2, o comboio ICE 2 provoca o maior dano quando circula à velocidade de 420 km/h, constituindo o dano de  $4.0549 \times 10^{-7}$  (Figura 4.18). Referem-se por essa mesma razão os máximos locais, que são de  $3,642 \times 10^{-6}$  relativamente à velocidade de 390 km/h e  $3,226 \times 10^{-7}$  relativamente à de 240 km/h

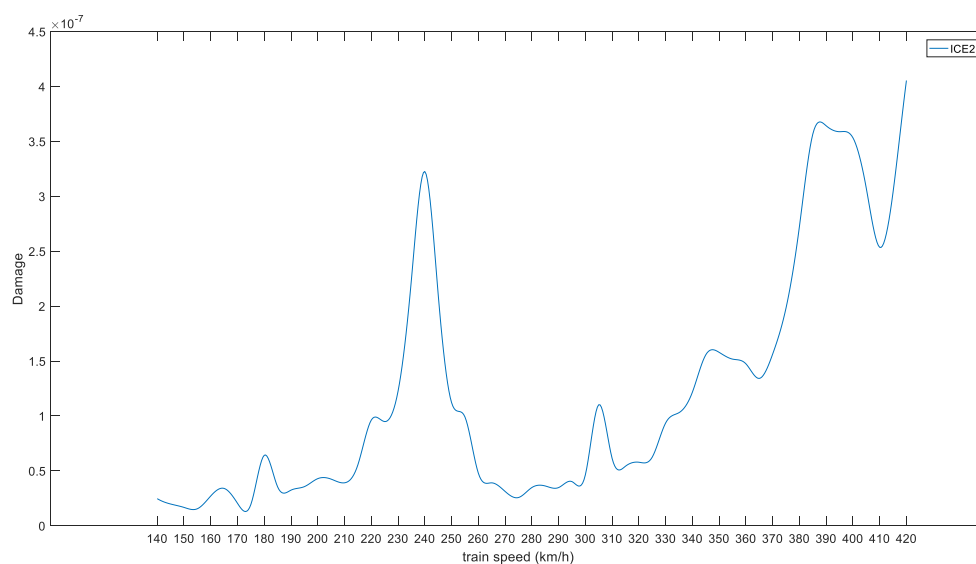


Fig.4.18 – Dano causado por velocidade – ICE 2

#### 4.2.9. ETR-Y-500

Por fim, considerando o carregamento do comboio ETR-Y-500, o dano máximo verificado é de  $3,3235 \times 10^{-7}$ , que surge quando este circula à velocidade de 240 km/h (Figura 4.19). Contudo, à velocidade típica de 300 km/h, apresenta um dano de apenas  $3,6063 \times 10^{-7}$ .

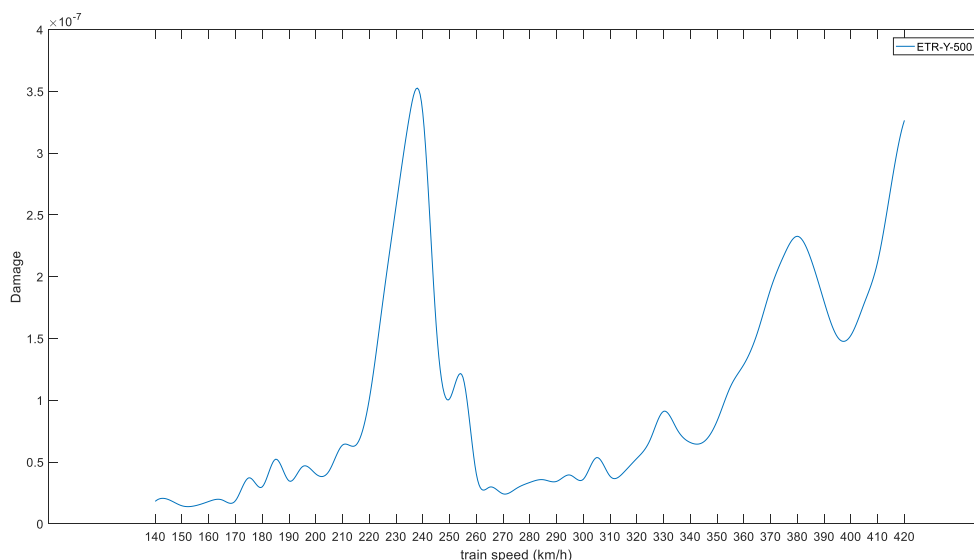


Fig.4.19 – Dano causado por velocidade – ETR-Y-500

### 4.3. ANÁLISE PARAMÉTRICA

#### 4.3.1. AMORTECIMENTO

Na Secção 4.2 foram apresentados os valores do dano residual à passagem dos diversos comboios na gama de velocidades 140-420 km/h. De forma conservativa, adotou-se um valor de 0,5 % para caracterizar o amortecimento. Contudo, este parâmetro tem influência nos históricos de tensões no detalhe, conforme se apresentou nos quadros 3.3 e 3.4, principalmente quando se consideram as velocidades ressonantes, nas quais há uma redução da amplitude em vibração livre tanto mais expressiva quanto maior for o valor do amortecimento.

De modo a caracterizar a sensibilidade da análise à variação do amortecimento, apresenta-se a forma como o valor máximo do dano se altera conforme se consideram amortecimentos de 0,5 %, 1,0 %, 1,5 %, 2,0 %, 2,5 % e 3,0%. Para melhor compreender a natureza deste fenómeno no caso da passagem dos comboios às respetivas velocidades ressonantes, mostra-se ainda a forma como se alteram os espectros de tensão, através da contagem de ciclos. Note-se que, em cada análise, foi adotado o mesmo valor do amortecimento para todos os 340 modos.



#### 4.3.1.1. Alfa Pendular

Na Figura 4.20 mostram-se os valores do dano para cada velocidade de passagem do comboio Alfa Pendular, com os diferentes valores de amortecimento. À velocidade ressonante de 225 km/h, é notória a diferença que este parâmetro induz. Não obstante, noutras velocidades a diferença não só é quase inexistente como chegam a verificar-se casos em que um maior amortecimento leva a um dano maior, como à velocidade de 170 km/h.

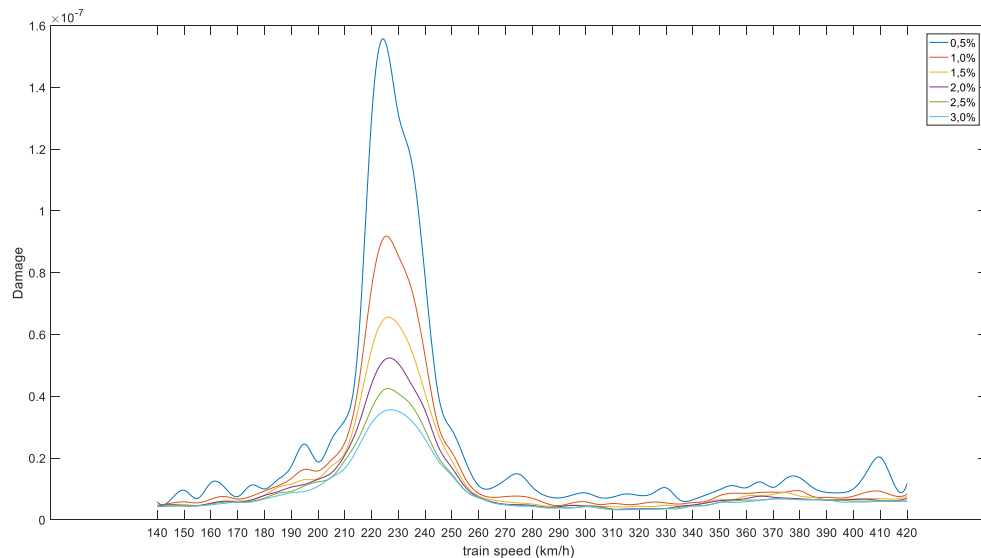


Fig.4.20 – Influência do amortecimento - Alfa Pendular

Na Figura 4.21 nota-se a diferença entre a sensibilidade à mudança de amortecimento em diferentes velocidades. À velocidade de 225 km/h, o amortecimento de 3,0% diminui o dano em quase 4 vezes, sendo que a velocidades não ressonantes este se mantém praticamente inalterado. Note-se que a redução do valor do dano não depende linearmente da velocidade, ideia que tenta transmitir-se através da representação de uma velocidade não ressonante acima de 225 km/h (310 km/h) e de outra abaixo de 225 km/h (160 km/h).

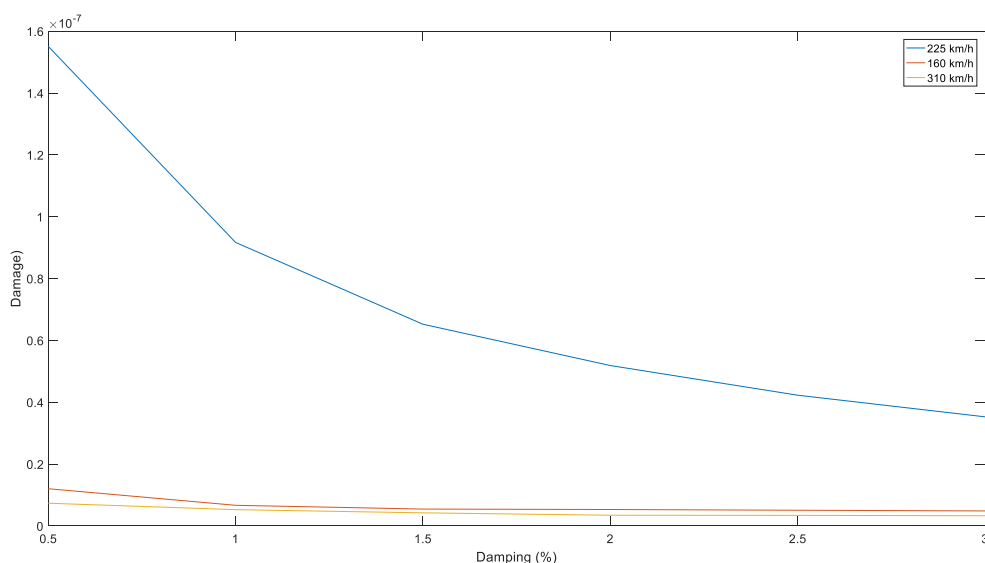


Fig.4.21 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Alfa Pendular

Uma vez que não se alterou a curva de fadiga aplicada, a redução do valor do dano máximo deve-se, naturalmente, a uma redução dos ciclos de tensão, quer em número quer em amplitude, a que o detalhe fica sujeito. Recorde-se, nos quadros 3.3 e 3.4 , que se verifica uma considerável redução na resposta em vibração livre.

Verifica-se na Figura 4.22 que a passagem de 0,5 % para 3,0% de amortecimento reduziu em cerca de 5 vezes o número de ciclos com a amplitude de 1 MPa, com reduções também significativas nas amplitudes de 2 e 3 MPa. Adicionalmente, nota-se também que a amplitude máxima passa para 20 MPa. Neste caso, o aumento do amortecimento não só eliminou vários ciclos em vibração livre como mitigou o efeito da amplificação dinâmica, não permitindo que a tensão crescesse tanto ao longo do historial.

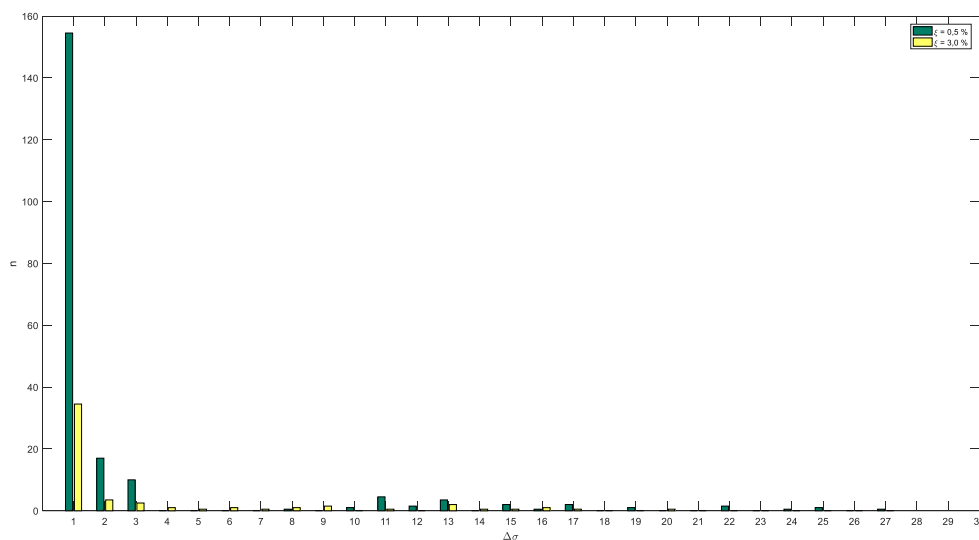


Fig.4.22 – Alteração na contagem de ciclos - Alfa Pendular

#### 4.3.1.2. Talgo AV2

Relativamente ao comboio Talgo AV2, apresentam-se os resultados do dano calculado consoante o amortecimento na Figura 4.23, cujos gráficos denotam proporcionalidade inversa ao acréscimo do valor do parâmetro em estudo. Tal como foi referido anteriormente, não será dada grande relevância aos dados obtidos para a velocidade de passagem de 420 km/h, visto não se tratar de um máximo local, como é o caso da velocidade 350 km/h.

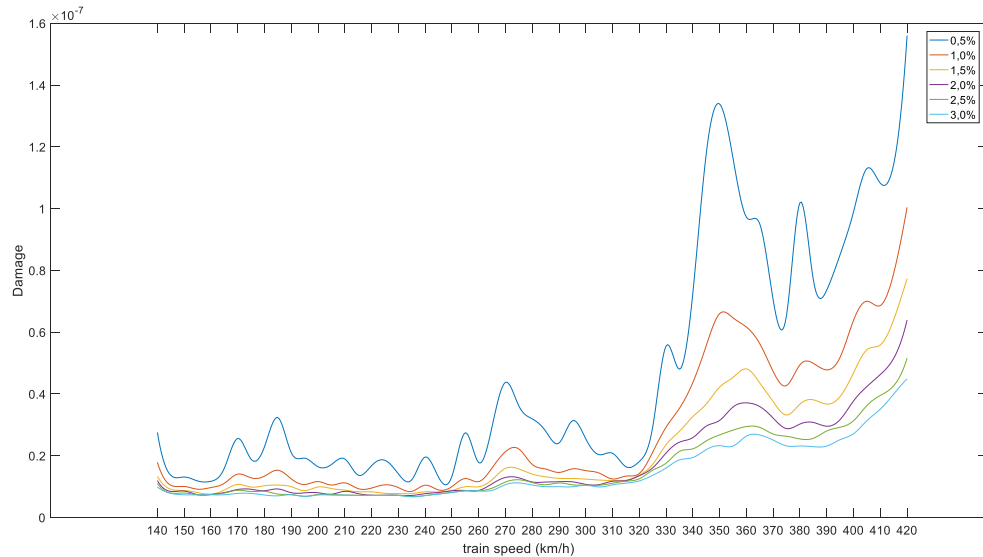


Fig.4.23 – Influência do amortecimento – Talgo AV2

Mostra-se na Figura 4.24 como o dano diminui com o aumento do amortecimento. No que diz respeito à velocidade ressonante de 350 km/h, este fenómeno dá-se à razão de quase 6:1, enquanto que nas outras velocidades, representadas genericamente pelos casos de 160 e 320 km/h, o mesmo é irrelevante.

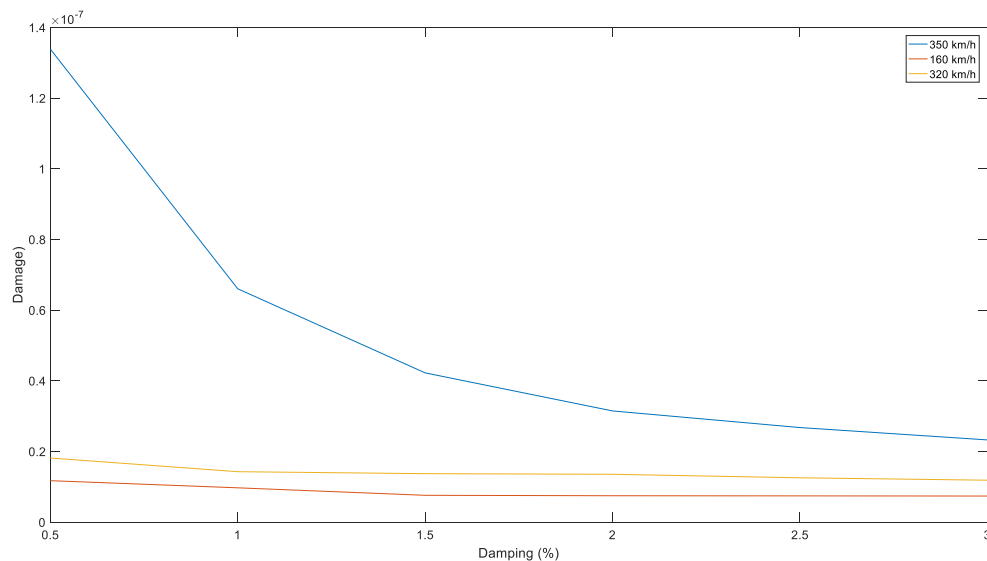


Fig.4.24 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Talgo AV2

A sensibilidade apresentada pela estrutura neste caso de carregamento reflete-se mais na diminuição do número de ciclos a amplitudes de 2 e 3 MPa, e não tanto na amplitude mínima (Figura 4.25). Verifica-se ainda a tendência da diminuição do valor máximo da amplitude, que passa para 18 MPa.

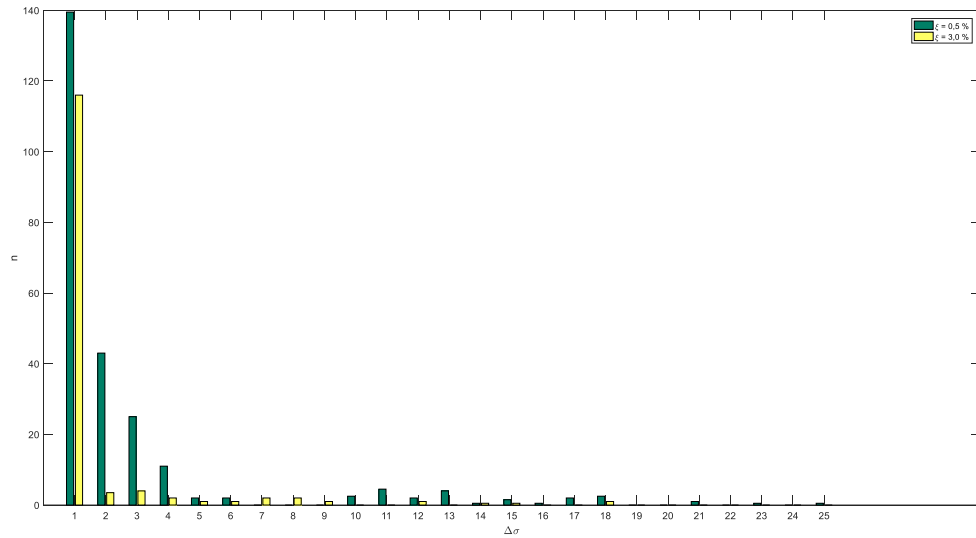


Fig.4.25 – Alteração na contagem de ciclos - Talgo AV2

#### 4.3.1.3. Thalys 2

Carregando a estrutura com o modelo de cargas do comboio Thalys 2, a variação do valor do amortecimento dos modos produz os resultados patentes na Figura 4.26. Este gráfico compreende vários máximos locais considerando qualquer dos valores possíveis para o amortecimento, ainda que nos valores maiores alguns máximos sejam mais difíceis de detetar.

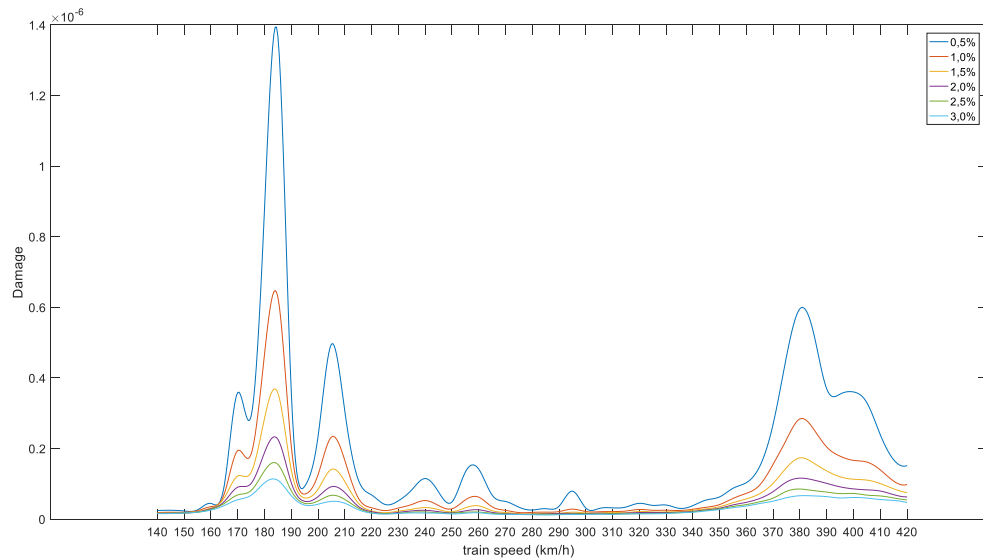


Fig.4.26 – Influência do amortecimento – Thalys 2

Para além de ser um dos comboios que maior dano provoca à estrutura quando circula à velocidade ressonante de 185 km/h, tem também a particularidade de apresentar uma elevada razão de diminuição de dano com o aumento do amortecimento. De facto, observando a Figura 4.27 nota-se que o dano se reduz em quase 10 vezes, tornando-se evidente a necessidade de avaliar corretamente este parâmetro

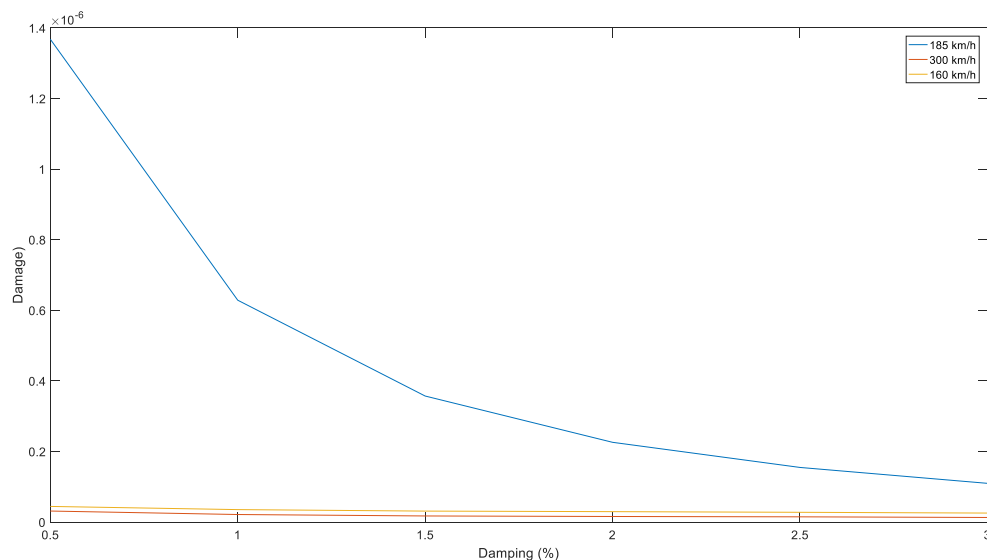


Fig.4.27 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Thalys 2

A forma como a redução do dano à velocidade crítica se traduz ao nível da contagem de ciclos ilustra-se na Figura 4.28. O aumento do valor do amortecimento não só faz diminuir a frequência absoluta de ciclos a amplitude de 1 MPa para mais de metade como ainda reduz a amplitude máxima de 46 MPa para 22 MPa. Ambos os efeitos contribuem assim para a drástica redução do dano registado.

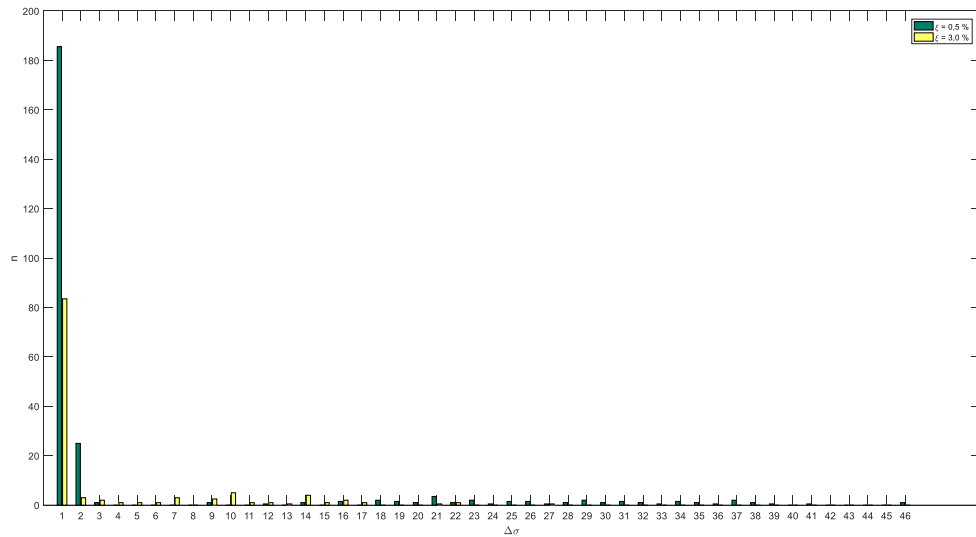


Fig.4.28 – Alteração na contagem de ciclos - Thalys 2

#### 4.3.1.4. Eurostar 373

Dos vários comboios que compõem o conjunto em estudo, o Eurostar 373 faz surgir no espectro de dano um dos picos mais evidentes, à velocidade de 180 km/h. Verifica-se, na Figura 4.29, que esse facto não é exclusivo da análise corrida com amortecimento de 0,5%, mas sim transversal a todos os valores.

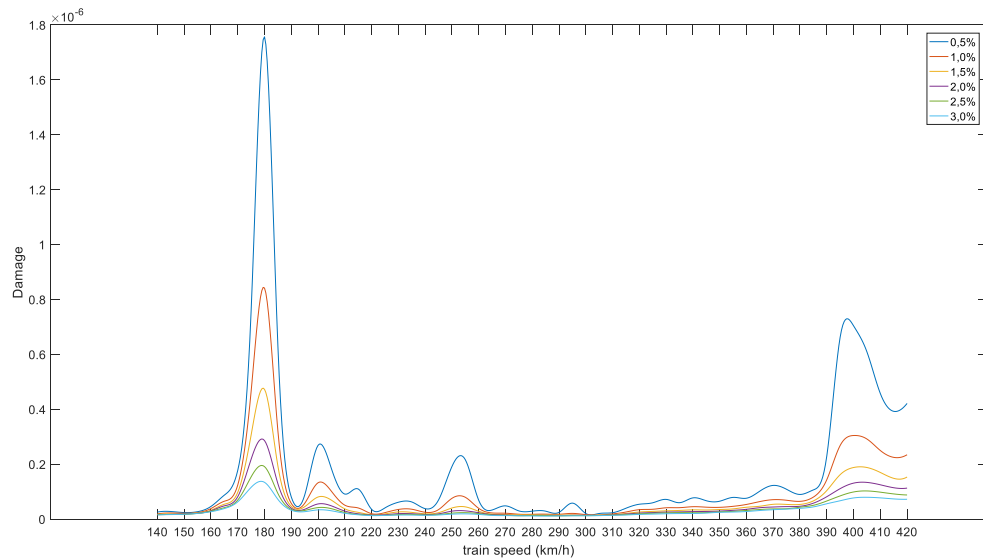


Fig.4.29 – Influência do amortecimento – Eurostar 373

O resultado da alteração do valor do amortecimento no dano verificado no detalhe é profundamente mais evidente à velocidade ressonante de 180 km/h do que noutras velocidades. A título de exemplo, de acordo com a Figura 4.30, mostra-se que numa velocidade superior, 220 km/h, e noutra inferior, 150 km/h, a variação do amortecimento tem um efeito quase ou mesmo nulo.

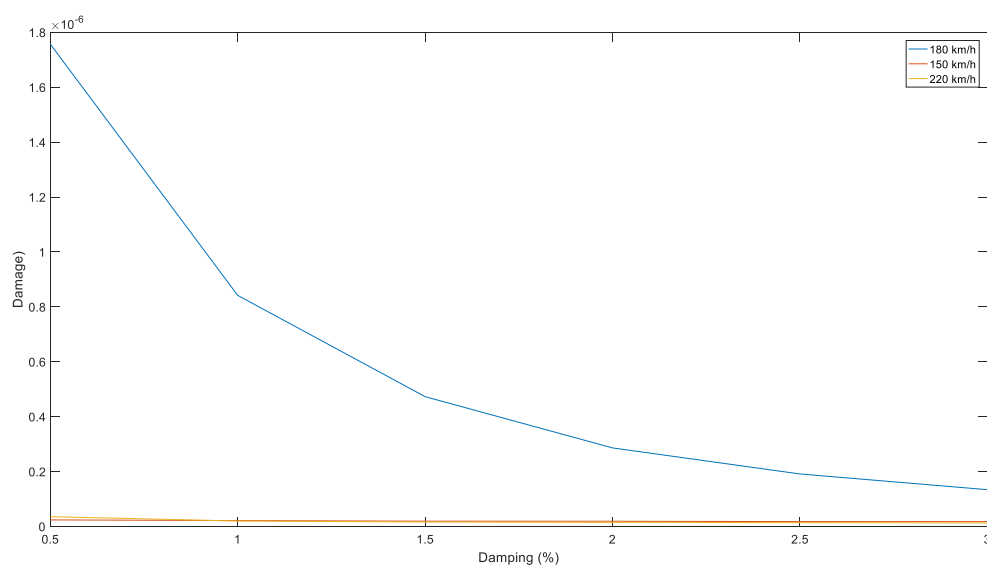


Fig.4.30 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Eurostar 373

Na Figura 4.31 observa-se a diminuição do número de ciclos de tensão 1 MPa medidos à velocidade de 180 km/h mediante o aumento do amortecimento para 3,0%. A amplitude máxima decresce, notoriamente, de 52 para 28 MPa.

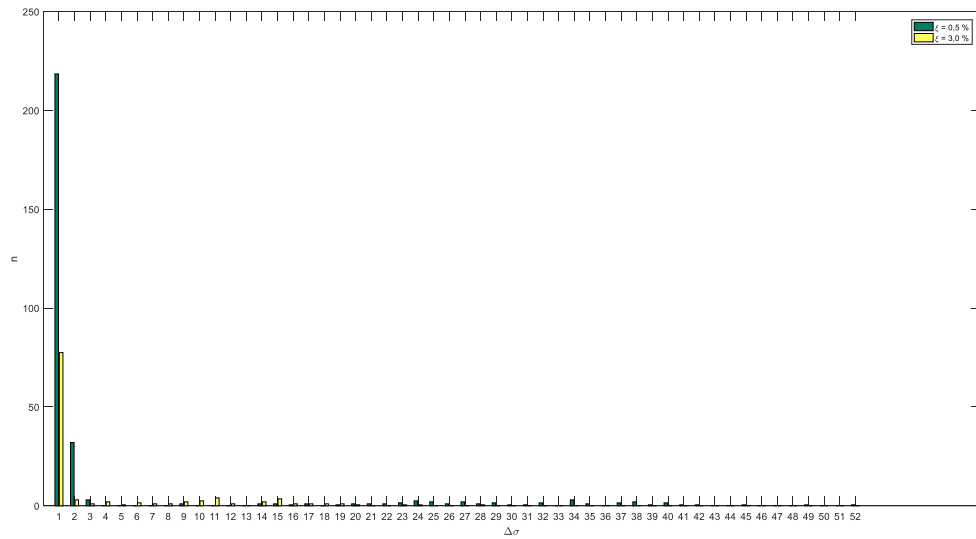


Fig.4.31 – Alteração na contagem de ciclos - Eurostar 373



## 4.3.1.5. X 2000

Da mesma forma que se constatou para o comboio Talgo AV2, o caso de carregamento do comboio X2000 induz o dano máximo à velocidade de topo da gama considerada. Analisar-se-á, portanto, a velocidade de 400 km/h. Antevê-se, pelos gráficos da Figura 4.32, que a resposta não é tão sensível à variação do amortecimento como até então se constatou nos outros casos de carregamento, o que se pode observar pela proximidade relativa entre as 6 linhas representadas.

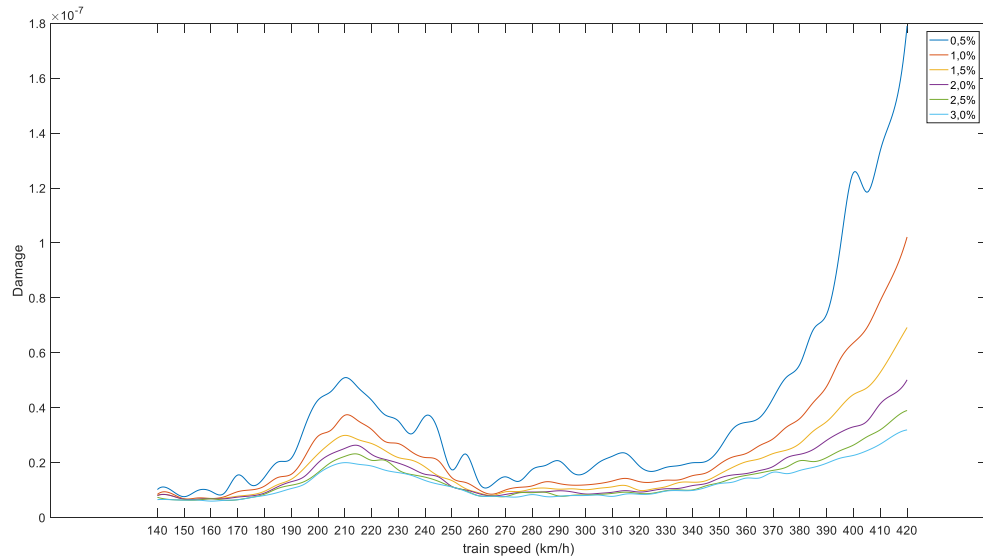


Fig.4.32 – Influência do amortecimento – X 2000

Com efeito, na Figura 4.33 está patente a redução de aproximadamente 4 vezes no resultado do dano calculado à velocidade de 400 km/h. Noutras velocidades, como nos casos apresentados de 185 e 300 km/h, a redução é também visível, ainda que não de forma tão expressiva.

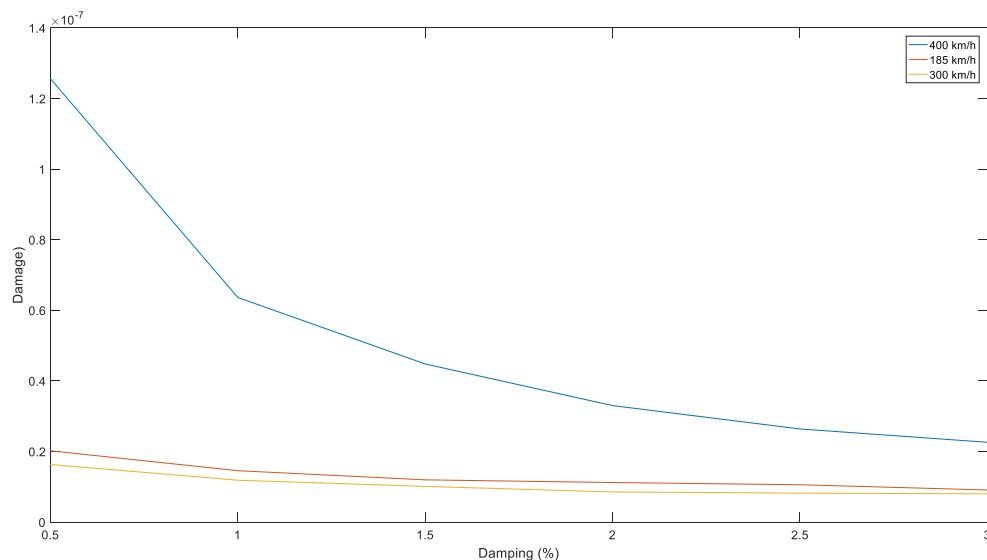


Fig.4.33 - Variação do dano com aumento do amortecimento – X 2000

Sem constituir exceção face aos outros casos de carregamento, a contagem de ciclos para a velocidade de 400 km/h, apresentada na Figura 4.34, revela a diminuição do número de ciclos para as amplitudes mais baixas, principalmente de 1 a 3 MPa. A amplitude máxima não apresenta a maior das reduções quanto a outros comboios, passando de 24 para 18 MPa.

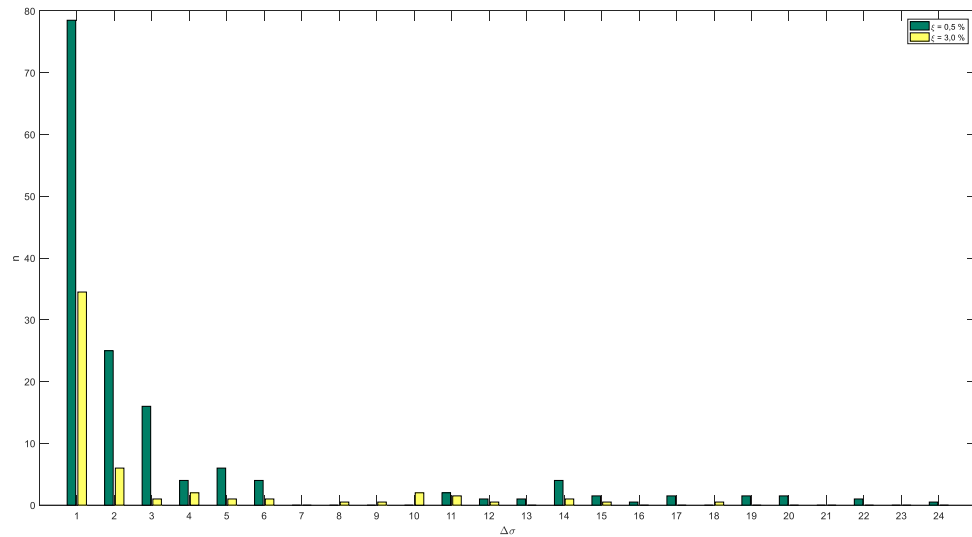


Fig.4.34 – Alteração na contagem de ciclos - X 2000

#### 4.3.1.6. TGV Atlantique

O caso de carregamento com o comboio TGV Atlantique, apresentado na Figura 4.35 denota os mesmos máximos locais independentemente do valor do amortecimento. Contudo, nas velocidades intermédias, as linhas correspondentes a cada amortecimento destacam-se consideravelmente menos.

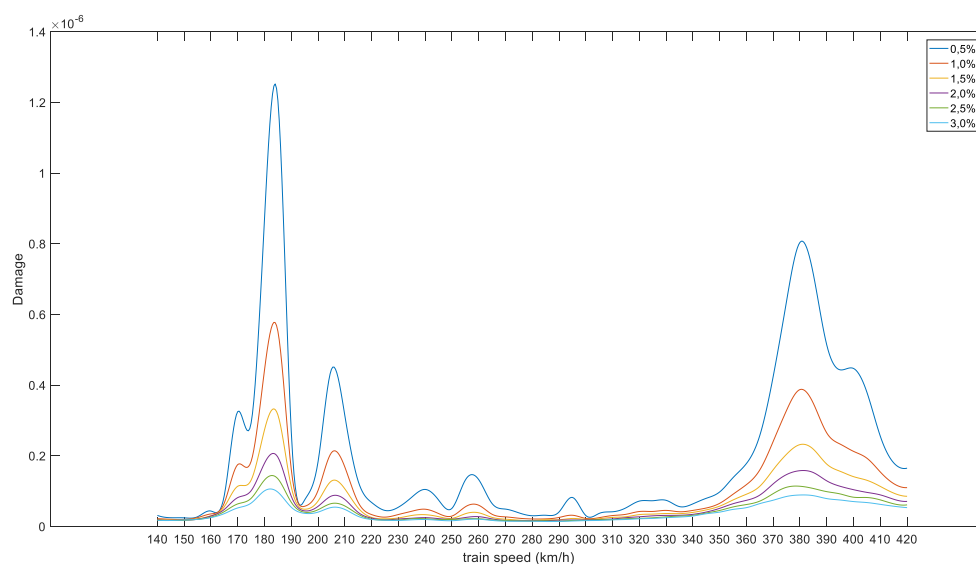


Fig.4.35 – Influência do amortecimento – TGV Atlantique

Efetivamente, a Figura 4.36 confirma o constatado, notando-se à velocidade ressonante de 185 km/h uma redução de cerca de 10 vezes do valor do dano ao passar de 0,5 % para 3,0% de amortecimento, com praticamente nenhuma alteração no valor do dano noutras velocidades correntes.

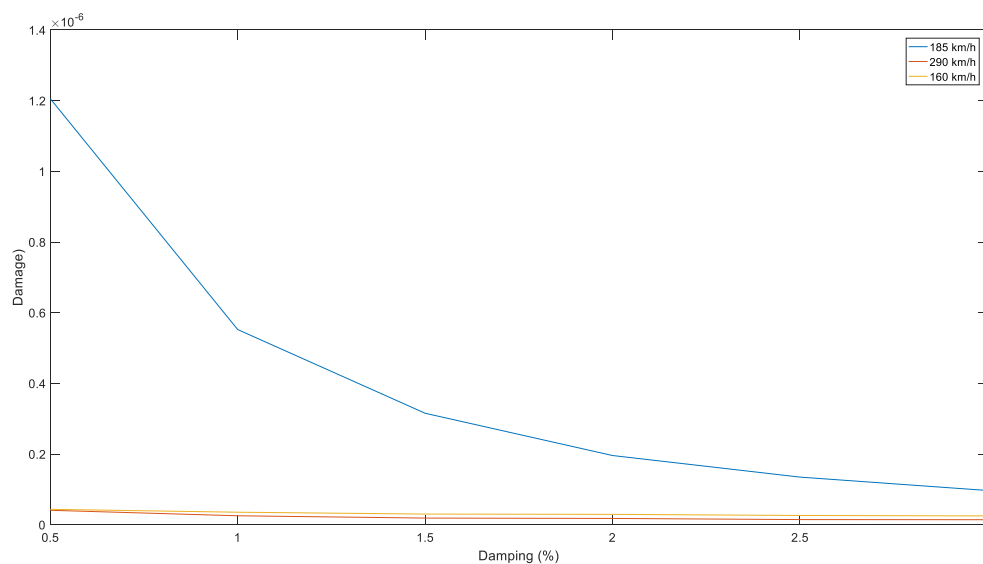


Fig.4.36 – Variação do dano com aumento do amortecimento – TGV Atlantique

Tal redução do dano encontra-se associada à contagem de ciclos apresentada na Figura 4.37, com uma redução para cerca de metade dos ciclos medidos à amplitude de 1 MPa. Destaca-se a considerável descida do valor da amplitude máxima, de 45 para 27 MPa.

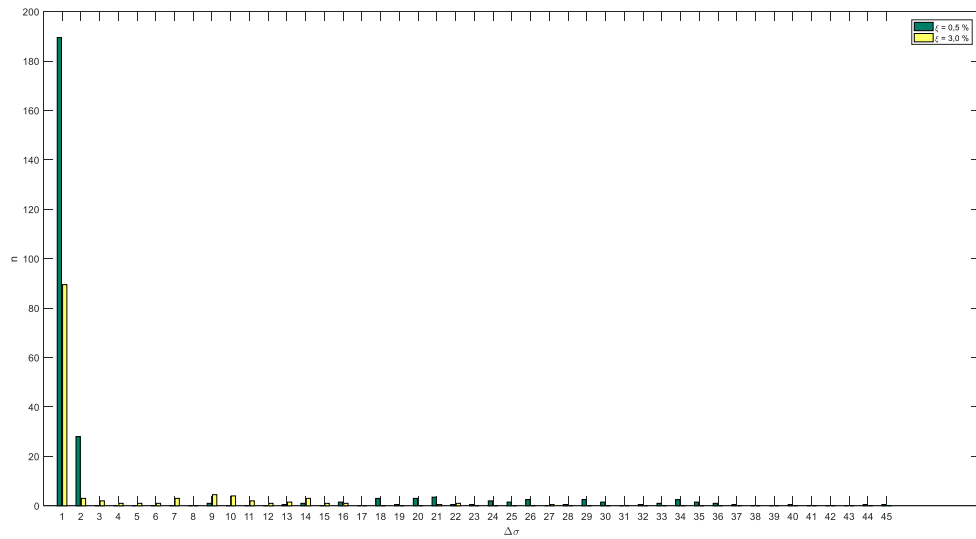


Fig.4.37 – Alteração na contagem de ciclos - TGV Atlantique

#### 4.3.1.7. Virgin

Considerando a evidência do pico de dano que o comboio Virgin faz surgir no detalhe, é expectável a forma do gráfico da Figura 4.38 quando se consideram os restantes valores do amortecimento acima de 0,5%. É de referir a diferença praticamente inexistente do valor do dano calculado para as passagens às velocidades entre os 250 e os 370 km/h em todos os casos excetuando o do amortecimento de 0,5 %.

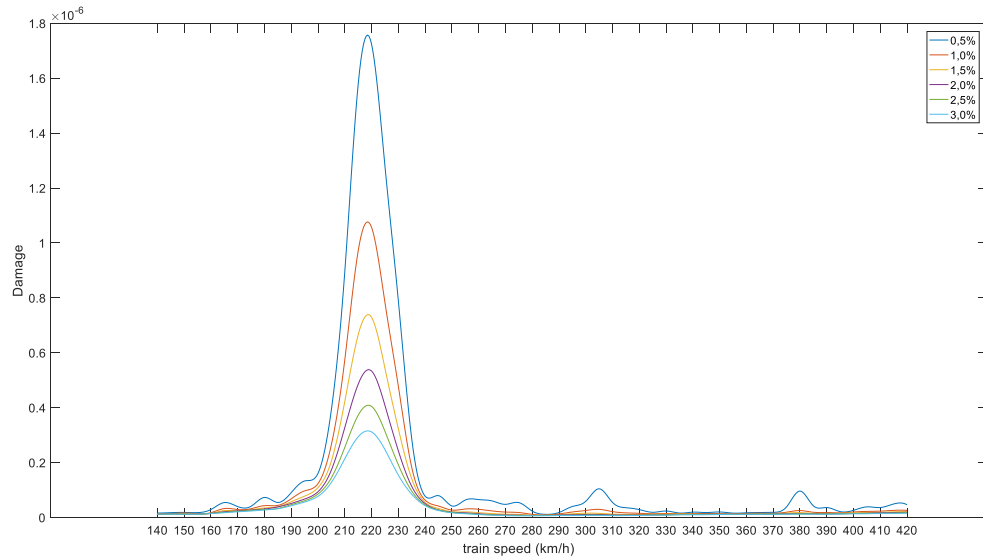


Fig.4.38 – Influência do amortecimento - Virgin

A quase nulidade do efeito do amortecimento a velocidades não ressonantes nota-se no gráfico da Figura 4.39, observando as velocidades de 150 e 290 km/h. Já a velocidade ressonante de 220 km/h apresenta uma redução de aproximadamente 4 vezes.

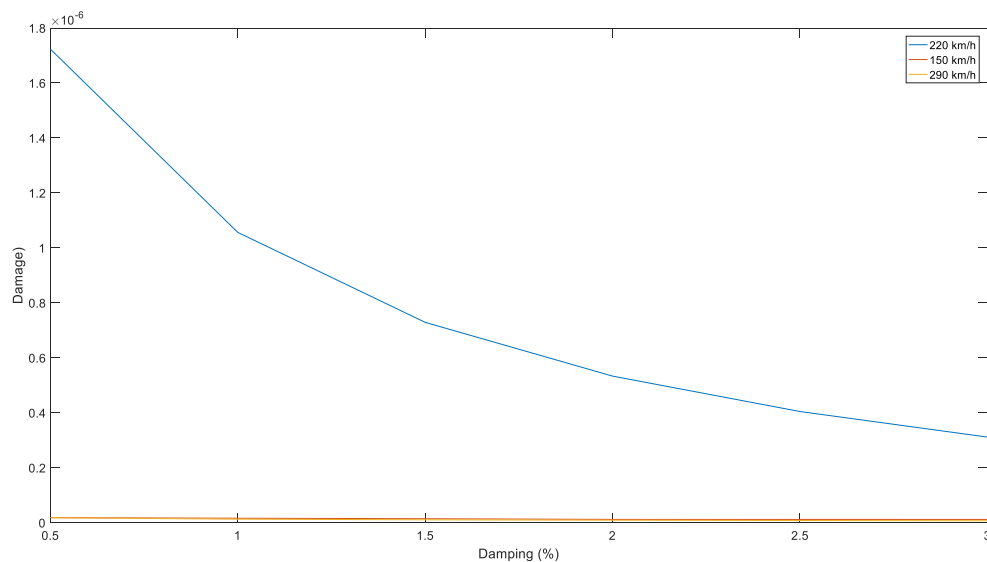


Fig.4.39 – Variação do dano com aumento do amortecimento – Virgin

Relativamente à contagem dos ciclos de tensão nos historiais gerados a 220 km/h, na Figura 4.40, para além da esperada redução dos ciclos de 1 MPa, verifica-se um aumento dos ciclos à amplitude de 2 MPa. Porém, a amplitude máxima determinada para o amortecimento de 0,5% foi de 52 MPa, passando para 34 MPa quando o amortecimento aumenta para 3,0%.

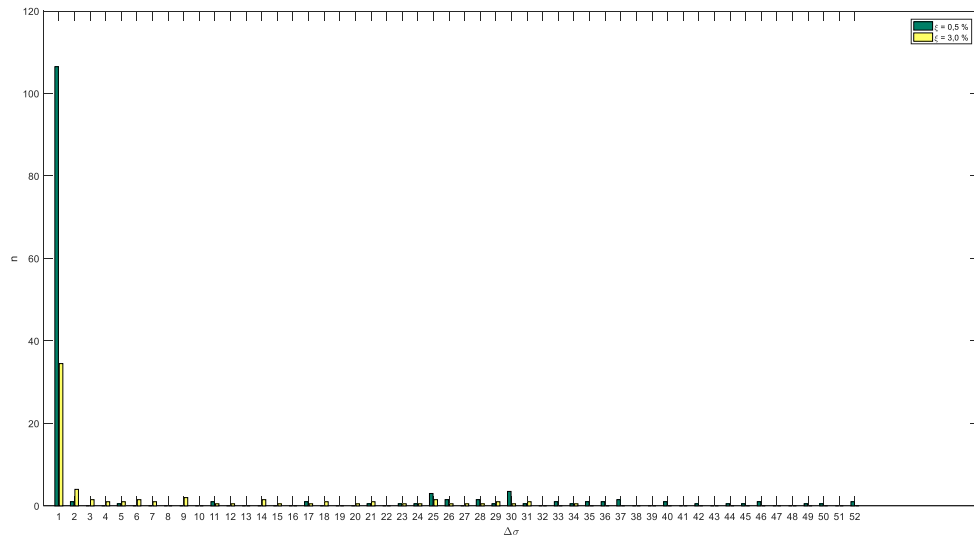


Fig.4.40 – Alteração na contagem de ciclos - Virgin

#### 4.3.1.8. ICE 2

Passando ao comboio ICE 2, refere-se a mesma ideia apresentada anteriormente para os casos em que o dano máximo se verifica à velocidade de circulação de 420 km/h, concentrando-se a análise no máximo local correspondente à velocidade de 240 km/h (Figura 4.41).

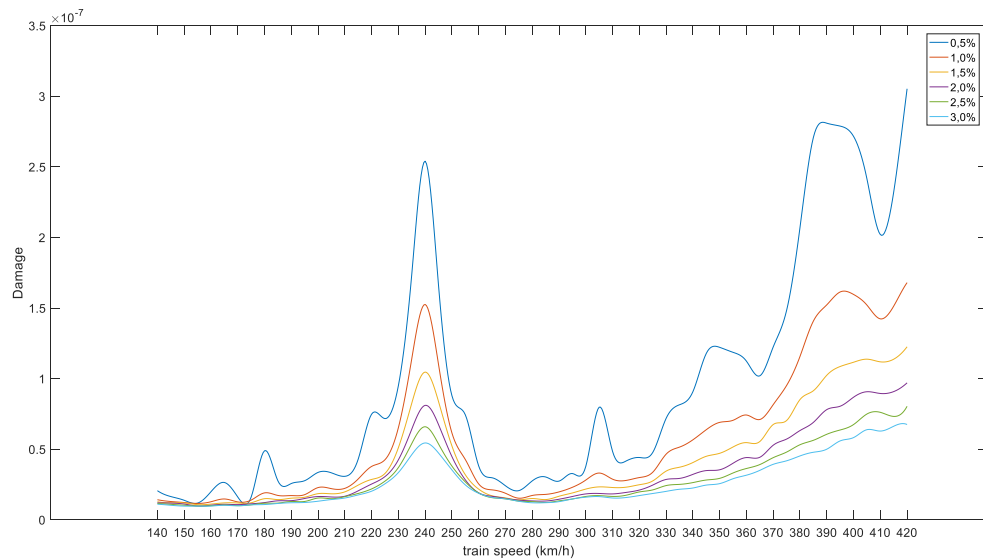


Fig.4.41 – Influência do amortecimento – ICE 2

Para ilustrar o gráfico da Figura 4.42 foram escolhidas as velocidades de 180 e 290 km/h. entre as quais se verifica uma inversão da relação. Com o amortecimento limitado a 0,5%, a passagem do comboio ICE 2 à velocidade de 180 km/h indica um dano maior do que à velocidade 290 km/h, mas em todos os outros valores considerados no amortecimento a relação é inversa.

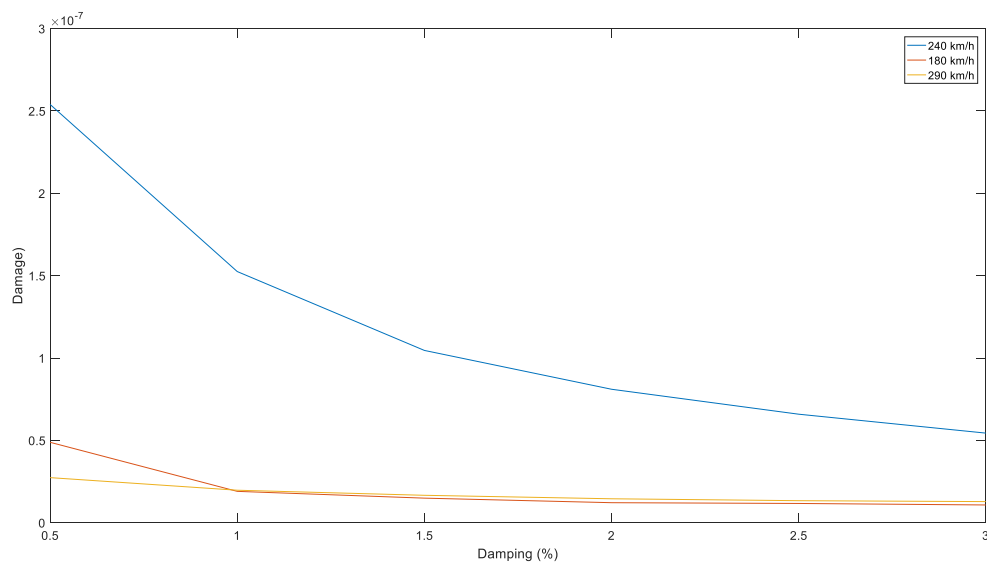


Fig.4.42 – Variação do dano com aumento do amortecimento - ICE 2

A contagem dos ciclos dos históricos de tensões geradas a 240 km/h com os valores máximo e mínimo do amortecimento encontra-se representada na Figura 4.43, com uma redução de mais de 3 vezes do número de ciclos com a amplitude de 1 MPa. Quanto ao valor máximo da amplitude, este diminui de 31 para 21 MPa.

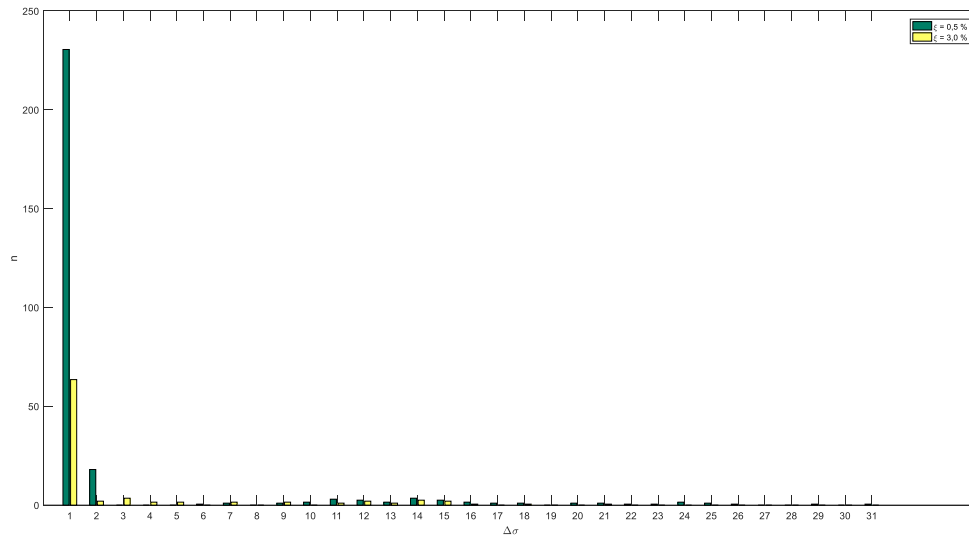


Fig.4.43 – Alteração na contagem de ciclos - ICE 2



## 4.3.1.9. ETR-Y-500

Por fim, considerando o carregamento do comboio ETR-Y-500, observam-se na Figura 4.44 os valores do dano por este causado no detalhe, com a respetiva variação do amortecimento. Nota-se que, ao ser aumentado, faz com que a velocidade a que surge o dano máximo passe dos 240 para os 235 km/h. Será, contudo, para a velocidade de 240 km/h que se apresentam os resultados da contagem de ciclos.

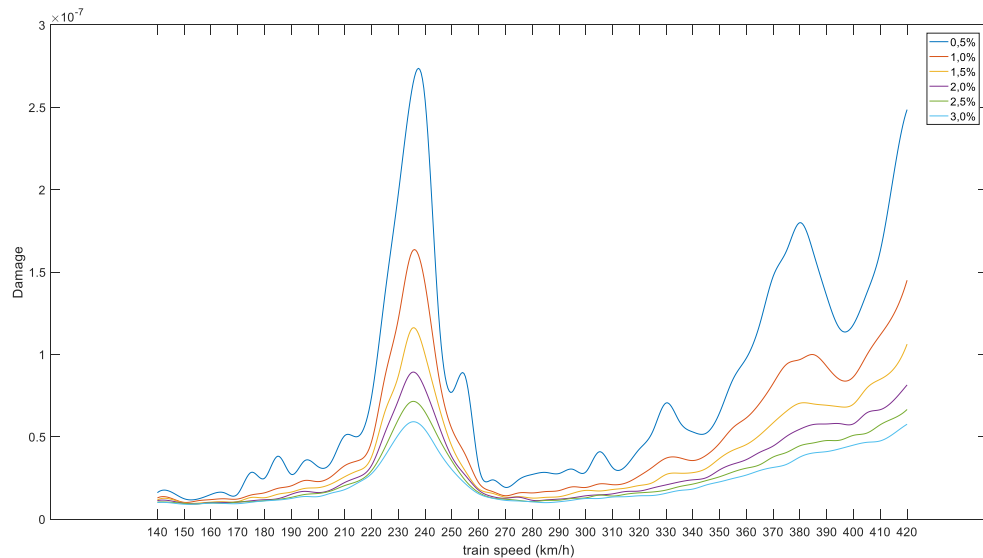


Fig.4.44 – Influência do amortecimento – ETR-Y-500

À velocidade ressonante de 240 km/h, o dano máximo é reduzido em quase cinco vezes ao aumentar-se o amortecimento até 3,0%. No caso do movimento das cargas móveis ter sido calculado com velocidades ressonantes, a sensibilidade à variação desse parâmetro não é tão visível, apesar de existir (Figura 4.45).

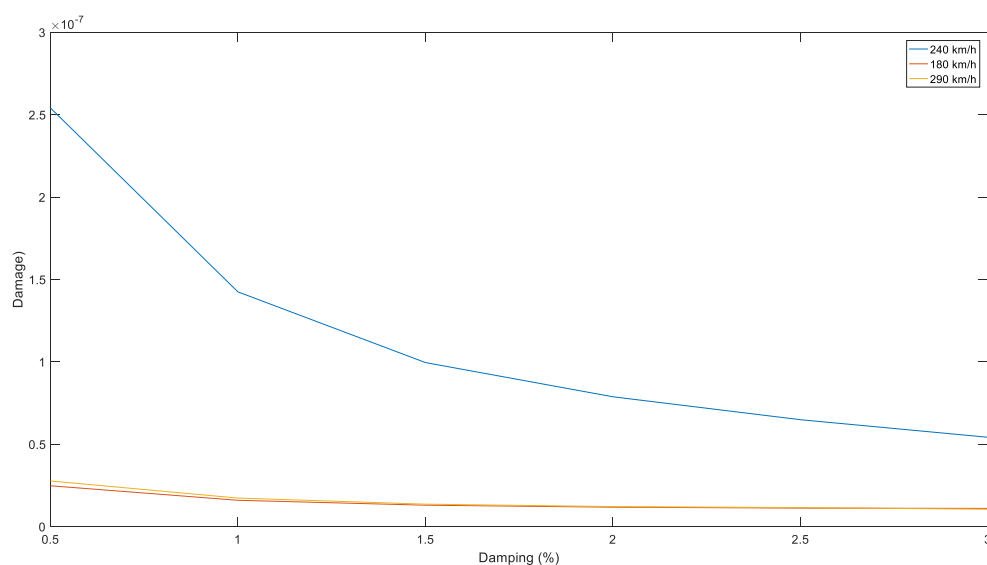


Fig.4.45 – Variação do dano com aumento do amortecimento – ETR-Y-500

Ainda relativamente à velocidade de 240 km/h, pode observar-se na Figura 4.46 a respetiva contagem dos ciclos de tensão, para 0,5 e 3,0%. Neste caso, é nas amplitudes de 2 e 3 MPa que se notam as descidas mais significativas, contrariamente à generalidade dos comboios analisados. Relativamente à amplitude máxima registada, esta passa de 31 MPa para 22 MPa, com a subida do amortecimento.

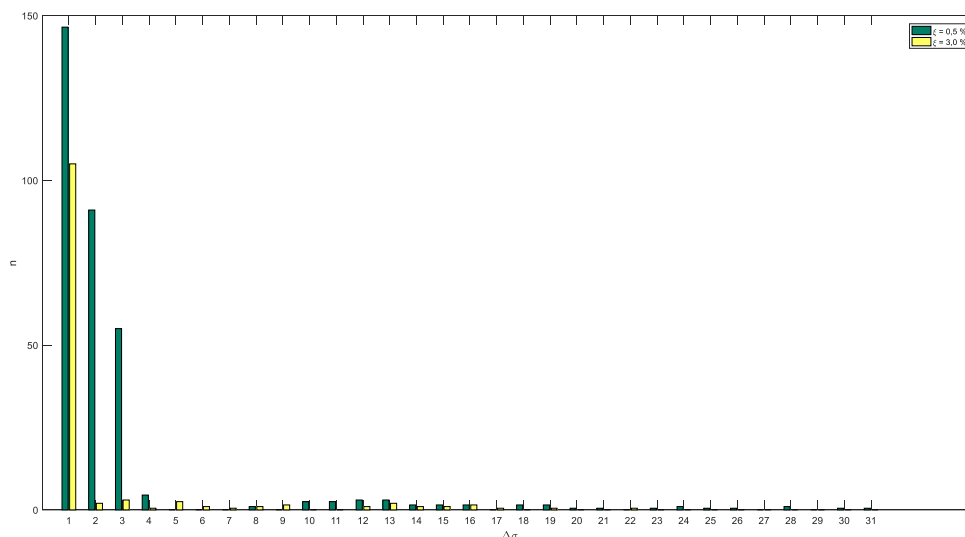


Fig.4.46 – Alteração na contagem de ciclos - ETR-Y-500

#### 4.3.2. NÚMERO DE MODOS

Ao longo deste trabalho têm vindo a ser detetadas várias situações que preconizam possíveis cenários de amplificação dinâmica. Com efeito, se tais fenómenos não existissem, não se justificaria que surgissem respostas tão variadas para o mesmo comboio a circular a velocidades diferentes, já que a distância entre eixos e as respetivas cargas se mantêm inalteradas. Através das várias análises efetuadas, quer num modelo global com elementos mais simples, quer num modelo local com interpolação do campo de deslocamentos, os resultados obtidos apontam consistentemente para os mesmos cenários de amplificação.

Note-se o paralelismo verificado entre os espectros de deslocamento, de tensões principais máximas e de dano residual, em que se observam máximos locais em velocidades muito próximas ou mesmo coincidentes. Mesmo após procedimentos de cálculo como combinação das componentes de tensão para obtenção das tensões principais, extrapolação hot-spot ou contagem de ciclos, quando se analisam os resultados fazendo variar a velocidade, verifica-se consistência na deteção de amplificação dinâmica.

Tratando-se este de um problema que depende tanto das características do viaduto em estudo como das do carregamento, é imperativo relacioná-las, fazendo corresponder as frequências do carregamento às frequências naturais da estrutura. Quanto mais a frequência da passagem dos eixos de um dado comboio se aproxima de uma frequência natural da estrutura, maior será o efeito da amplificação dinâmica, justificando os picos detetados.

As análises apresentadas até à presente secção pautaram-se pelo posicionamento pelo lado da segurança, não sendo exceção a consideração da totalidade dos modos de vibração. Porém, pretende agora saber-se qual ou quais modos apresentam maior contribuição para o aumento do dano a uma dada velocidade, detetando qual a frequência associada a esse modo.

Assim, em vez de se calcular uma multiplicação da totalidade das coordenadas modais pelos valores modais das tensões, multiplicou-se iterativamente a contribuição de um número crescente de modos. Como se referiu no capítulo anterior e se ilustra no diagrama da Figura 3.25, a obtenção das coordenadas modais,  $Y_j$ , é independente da obtenção dos valores modais das grandezas, como deslocamentos, extensões ou tensões. Dispõem-se assim do conjunto de 3078 matrizes de coordenadas modais referidas no capítulo 3, que resultam da consideração dos 9 comboios, com 6 possíveis valores de amortecimento e 57 velocidades. Cada uma dessas matrizes tem 340 colunas e tantas linhas quantos os incrementos de tempo necessários para totalizar o tempo de passagem do comboio e o tempo em vibração livre. De referir que, pelo facto do número de incrementos necessários ser inversamente proporcional à velocidade, considerando o mesmo comboio, quanto maior a velocidade, menos espaço ocupa a matriz, pelo que o cálculo iterativo considerando variação na velocidade é progressivamente mais rápido à medida que se percorrem as velocidades.

Para determinar o valor do dano para cada velocidade à medida que se vão adicionando os modos, foram multiplicadas as matrizes de coordenadas modais à direita pelo vetor coluna contendo a grandeza modal necessária, que neste caso são tensões modais. Deste modo, são obtidos os históricos de tensões. Para a contribuição apenas do primeiro modo, multiplicando a primeira coluna de coordenadas modais pelo primeiro valor das tensões modais; para a contribuição dos primeiros dois modos, multiplicando as primeiras duas colunas de coordenadas pelas primeiras duas linhas do vetor de tensões modais; e assim sucessivamente. O procedimento até à obtenção do dano é semelhante ao caracterizado anteriormente, passando pela divisão pela extrapolação hot-spot, cálculo da tensão principal  $\sigma_I$ , contagem de ciclos e finalmente aplicação da regra de Palmgren-Miner. A diferença encontra-se no facto de que para determinar o dano mediante a quantidade de modos envolvidos, é necessário repetir o processo 340 vezes para cada velocidade, sendo que cada repetição incrementa a dimensão a considerar da matriz de coordenadas modais. No Quadro 4.2 referem-se os valores das frequências associadas a cada modo de vibração.

Quadro 4.2 – Modos e frequências

Nº modo	Frequência (Hz)	Nº modo	Frequência (Hz)	Nº modo	Frequência (Hz)	Nº modo	Frequência (Hz)	Nº modo	Frequência (Hz)
1	2.58	69	20.69	137	33.25	205	40.21	273	50.07
2	3.08	70	20.94	138	33.3	206	40.26	274	50.15
3	3.62	71	21.89	139	33.39	207	40.28	275	50.19
4	5.37	72	22.07	140	33.41	208	40.33	276	50.62
5	5.55	73	22.2	141	33.54	209	40.34	277	50.95
6	5.75	74	22.36	142	33.89	210	40.34	278	51.17
7	6.55	75	22.48	143	34.33	211	40.35	279	51.18
8	6.74	76	22.59	144	34.35	212	40.57	280	51.32

9	6.95	77	23.31	145	34.4	213	40.58	281	51.55
10	7.03	78	23.31	146	34.42	214	40.66	282	51.59
11	7.08	79	23.44	147	34.55	215	40.91	283	51.68
12	7.09	80	23.49	148	34.57	216	40.98	284	52.4
13	7.11	81	23.7	149	34.58	217	41.01	285	52.78
14	7.45	82	24.1	150	34.6	218	41.1	286	52.89
15	8.03	83	24.42	151	34.63	219	41.34	287	53.05
16	8.12	84	24.44	152	34.64	220	41.38	288	53.55
17	8.85	85	24.5	153	34.72	221	41.44	289	53.55
18	8.85	86	24.65	154	34.76	222	41.47	290	53.68
19	9.21	87	25.06	155	34.89	223	41.47	291	53.89
20	9.25	88	25.11	156	34.93	224	41.58	292	54.09
21	9.26	89	25.33	157	34.99	225	41.91	293	54.27
22	9.31	90	25.52	158	35	226	42.08	294	54.34
23	10.15	91	25.84	159	35	227	42.27	295	54.5
24	10.17	92	25.87	160	35	228	42.42	296	54.61
25	10.17	93	26.42	161	35.01	229	42.51	297	54.97
26	10.17	94	26.75	162	35.01	230	42.59	298	55.01
27	10.17	95	27.05	163	35.01	231	42.6	299	55.13
28	10.66	96	27.15	164	35.04	232	43.38	300	55.19
29	10.78	97	27.21	165	35.05	233	43.54	301	55.44
30	11.19	98	27.29	166	35.07	234	43.77	302	55.6
31	12.19	99	27.87	167	35.08	235	43.91	303	56.18
32	12.84	100	28.03	168	35.13	236	43.93	304	56.31
33	13.43	101	28.17	169	35.26	237	44.19	305	56.46
34	14.11	102	28.26	170	35.45	238	44.58	306	56.53
35	14.26	103	28.44	171	35.47	239	44.74	307	56.54
36	15.17	104	28.9	172	35.59	240	44.89	308	56.54
37	15.29	105	28.94	173	35.61	241	45.09	309	56.55
38	15.29	106	29.31	174	36.02	242	45.26	310	56.55
39	15.49	107	29.68	175	36.12	243	45.38	311	56.57
40	15.61	108	29.84	176	36.4	244	45.47	312	56.77

41	15.61	109	30.1	177	36.88	245	45.54	313	57.48
42	15.81	110	30.12	178	37	246	45.63	314	57.61
43	16.04	111	30.5	179	37.01	247	45.74	315	57.75
44	16.13	112	30.81	180	37.08	248	46.04	316	57.79
45	16.19	113	30.87	181	37.32	249	46.16	317	57.85
46	16.19	114	30.97	182	37.39	250	46.29	318	57.87
47	16.27	115	31.52	183	37.58	251	46.51	319	57.92
48	16.5	116	31.56	184	37.72	252	46.52	320	58.1
49	16.51	117	31.76	185	37.84	253	46.71	321	58.16
50	16.96	118	31.83	186	37.91	254	46.95	322	58.33
51	17	119	31.87	187	37.94	255	47.02	323	58.34
52	17.12	120	31.89	188	37.96	256	47.26	324	58.35
53	17.81	121	32.01	189	38.03	257	47.4	325	58.37
54	18.2	122	32.01	190	38.04	258	47.51	326	58.42
55	18.38	123	32.01	191	38.1	259	47.53	327	58.83
56	18.61	124	32.02	192	38.12	260	47.9	328	58.86
57	18.99	125	32.02	193	38.26	261	48.01	329	59.05
58	19.12	126	32.14	194	38.27	262	48.29	330	59.11
59	19.14	127	32.31	195	39.04	263	48.43	331	59.32
60	19.33	128	32.33	196	39.41	264	48.46	332	59.33
61	19.49	129	32.35	197	39.44	265	48.75	333	59.41
62	19.79	130	32.44	198	39.55	266	48.85	334	59.5
63	20.13	131	32.63	199	39.62	267	48.98	335	59.56
64	20.16	132	32.7	200	39.78	268	49.07	336	59.62
65	20.25	133	32.79	201	39.84	269	49.17	337	59.66
66	20.31	134	32.95	202	39.96	270	49.31	338	59.71
67	20.48	135	33.01	203	39.98	271	49.55	339	59.82
68	20.48	136	33.21	204	40.06	272	49.85	340	59.93

## 4.3.2.1. Alfa Pendular

Na Figura 4.47, representa-se a forma como o dano residual devido à passagem do comboio Alfa Pendular varia conforme vão sendo acrescentados modos no cálculo. Devido à grande quantidade de gráficos semelhantes que é possível gerar, conforme as velocidades consideradas, optou-se por apresentar a variação relativa às velocidades correspondentes à aproximação do pico da Figura 4.11, que vão de 200 a 225 km/h, com um intervalo de 5 km/h. Observando o gráfico, constata-se que para as velocidades não ressonantes o cálculo do dano é pouco sensível ao acrescentar de modos até cerca de 35 Hz (modo 170), apresentando pouca evolução a partir desse ponto. Já para a velocidade ressonante de 225 km/h ocorre um claro acréscimo de dano a partir do momento em que passa a considerar-se o modo 57 (18,99 Hz), sendo essa variação ainda mais visível para a velocidade de 220 km/h. Caso a sobreposição modal tivesse considerado apenas os modos até ao nº 57, ter-se-ia identificado como velocidade crítica a de 220 km/h. Contudo, o dano relativo a essa velocidade decresce com o acrescentar dos modos seguintes. A velocidade de 225 km/h apresenta ainda contribuições notórias dos modos 264 e 267, cujas frequências são, respetivamente, 48,46 e 48,98 Hz.

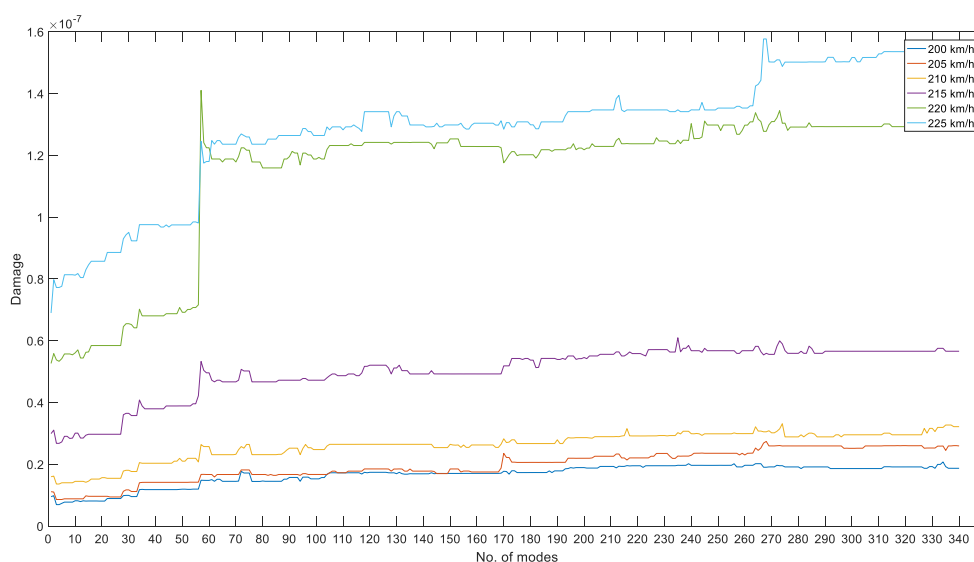


Fig.4.47 – Influência da quantidade de modos considerados - Alfa Pendular

Conforme se pode ver na Figura 4.48, o modo 57 é um modo local, associado à flexão para fora do plano de uma secção da alma da longarina, adjacente ao detalhe em estudo. Recorde-se que uma das razões para a escolha deste detalhe foi precisamente a presença de solicitação para fora do plano.

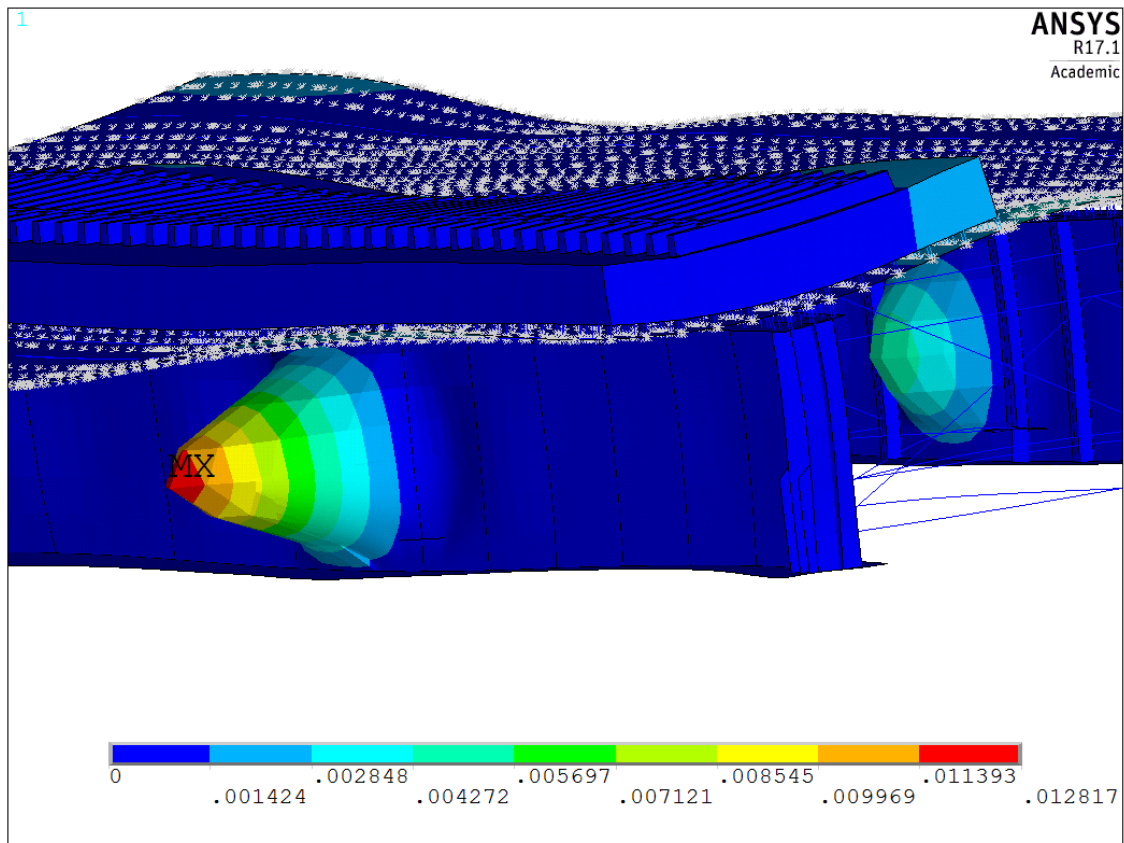


Fig.4.48 – Deformada do modo 57

Com vista a associar a frequência do modo que mais contribui para a amplificação do dano à frequência da passagem do comboio, considere-se o fator  $\lambda$ , em Hz, tal como é descrito na equação (4.2), em que  $v$  é a velocidade de circulação do comboio em m/s e  $\Delta s$  é o espaçamento regular entre eixos do comboio.

$$\lambda = \frac{v}{\Delta s} \quad (4.2)$$

$\lambda$  pode então ser calculado considerando os vários valores de espaçamento que caracterizam o comboio e multiplicado ou dividido por números inteiros, obtendo assim os respetivos harmónicos e sub-harmónicos, para além das frequências fundamentais. Neste caso, à velocidade de 220 km/h, as cargas espaçadas de 2,7 m entre si levam a um valor de  $\lambda$  22,63 Hz, cerca de 120% do valor da frequência associada ao modo 57. À velocidade de 225 km/h, a razão é também próxima, 121%. Encontra-se assim a causa da amplificação dinâmica detetada, cujos efeitos serão mais expressivos quanto mais próxima de 100% se encontrar a razão entre  $\lambda$  e uma frequência natural da estrutura. Relativamente aos acréscimos de dano devidos à inclusão dos modos 264 e 267 para a velocidade de 225 km/h, encontra-se uma correlação de cerca de 95% com o primeiro harmónico de  $\lambda$  com o mesmo  $\Delta s$

#### 4.3.2.2. Talgo AV2

Quanto ao carregamento do comboio Talgo AV2, apresentam-se informações relativas a dois máximos locais de dano residual, referindo por essa razão as velocidades de 340 a 350 km/h e as entre 260 e 270 km/h. Observando a Figura 4.49, repara-se na contribuição do modo 170 (35,35 Hz) em todas as velocidades apresentadas, principalmente para as mais elevadas. Quer antes, quer depois, de ser considerada a participação deste modo, o dano não sofre grandes variações conforme se vão acrescentando modos, podendo atribuir-se a causa da amplificação dinâmica ao modo 170 (fig. 4.50).

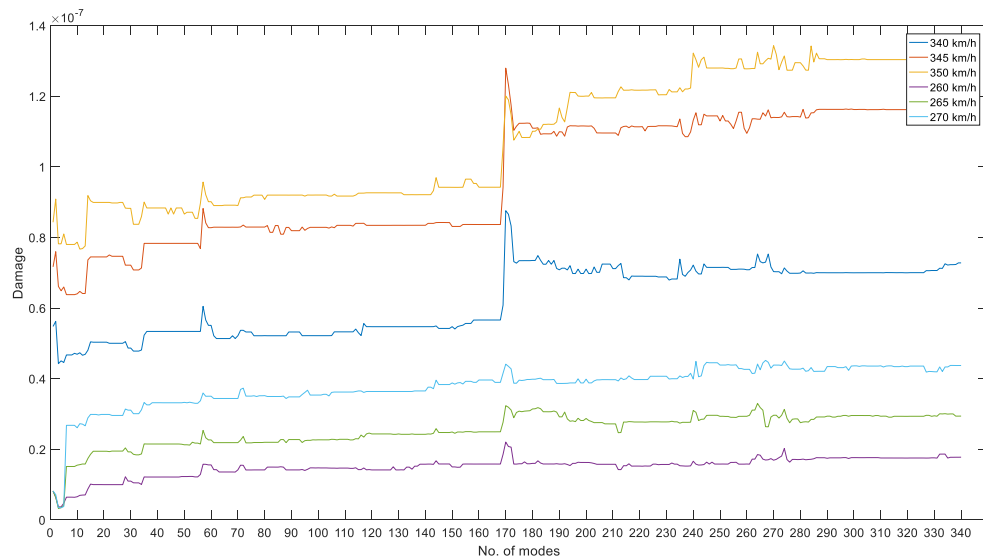


Fig.4.49 – Influência da quantidade de modos considerados - Talgo AV2

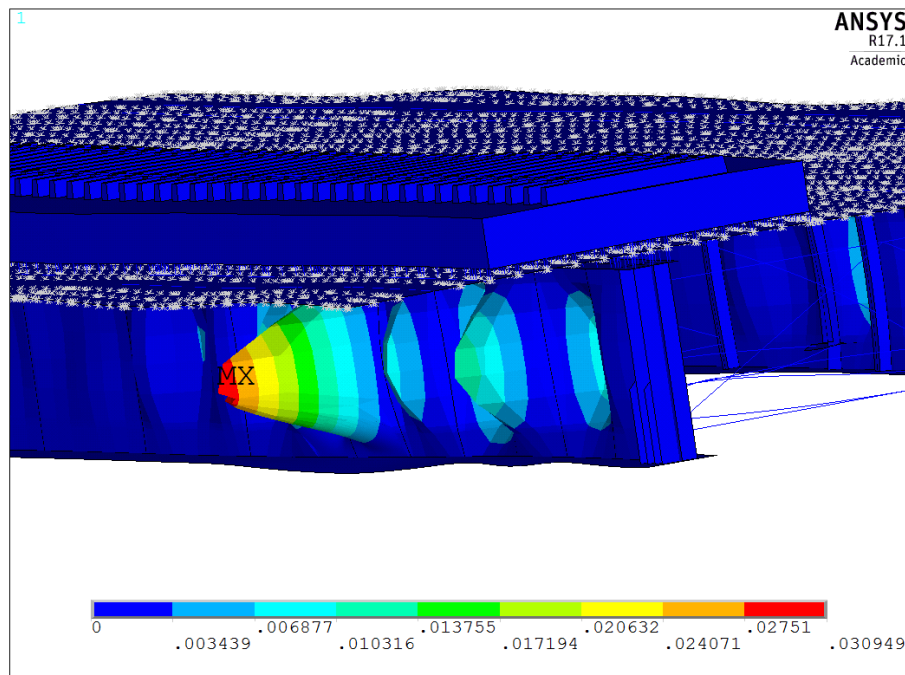


Fig.4.50 – Deformada do modo 170



À semelhança do modo 57, também o modo 170 é um modo local associado à flexão para fora do plano da alma da longarina na qual se encontra o cordão de soldadura em análise, mas desta feita envolvendo outras secções adjacentes.

Circulando à velocidade de 350 km/h, o fator  $\lambda$  associado à distância entre eixos de 13,14 m é de 7,40 Hz. O sexto harmónico deste, com a frequência de 51,79 Hz, equivale a 105% da frequência natural do modo, constituindo-se a causa da amplificação dinâmica da resposta deste comboio.

#### 4.3.2.3. Thalys 2

Relativamente ao comboio Thalys 2, apresentam-se na Figura 4.51 os dados sobre a sensibilidade do dano ao acrescentar dos modos para as velocidades de 175 a 185 km/h, onde se detetou o maior pico, e para as velocidades de 375 a 385 km/h. Quanto ao gráfico correspondente à velocidade de 185 km/h, pode dizer-se que tem claras contribuições do modo 2 (3,08 Hz), que se trata de um modo global da estrutura, e também do modo 57, tal como os dois comboios anteriores. A velocidade de 380 km/h mobiliza principalmente os modos 6 (5,75 Hz) e os modos 57 e 170, já apresentados.

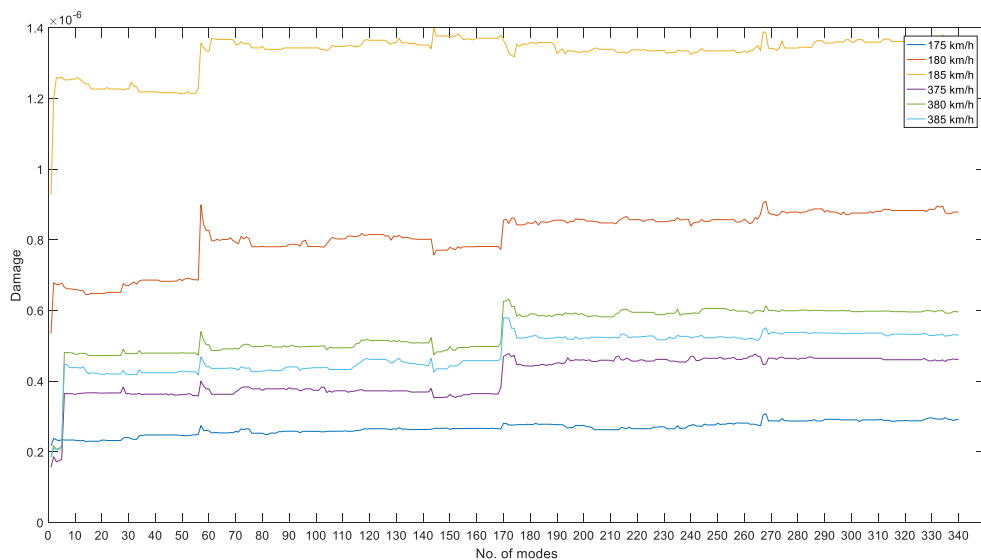


Fig.4.51 – Influência da quantidade de modos considerados - Thalys 2

Os modos 2 e 6, cuja deformada se apresenta na Figura 4.52 são modos globais, e constituem respetivamente o primeiro e o segundo modo de flexão longitudinal da longarina, esforço que conduz a tensões de tração na zona da alma onde se encontra o detalhe.

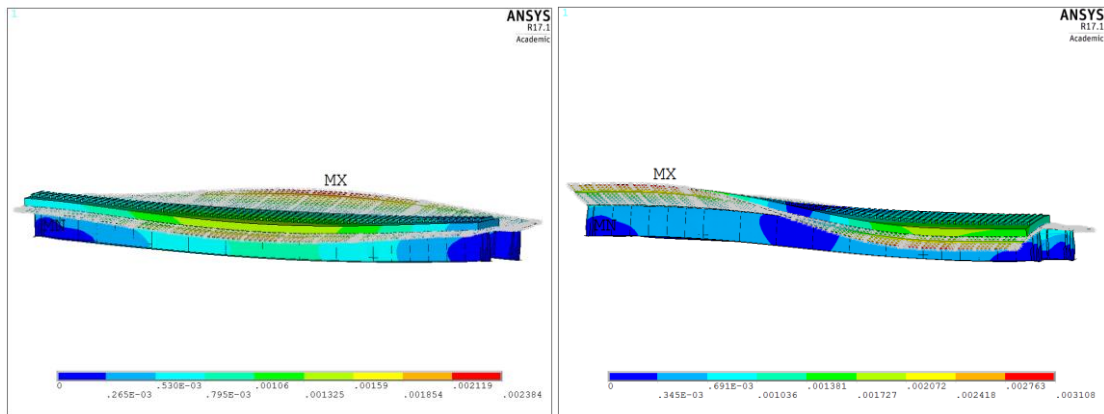


Fig.4.52 – Deformadas dos modos 2 e 6

Considerando a distância entre eixos de 15,7 m, o fator  $\lambda$  para a velocidade de 185 km/h é de 3,27 Hz, aproximadamente 106% da frequência associada ao modo 2. Para a velocidade de 380 km/h, esse fator sobe para 6,72 Hz, equivalente a 116% da frequência do modo 6. Para além destes factos, verifica-se ainda que o quarto sub-harmónico do fator  $\lambda$  calculado para a distância entre eixos de 3 m é 111% da frequência do modo 2, quando calculado com a velocidade 185 km/h e 102% da frequência do modo 6 quando calculado com a velocidade de 380 km/h. Constata-se que as duas distâncias existentes entre eixos têm conduzem a uma contribuição para a amplificação dinâmica às velocidades consideradas, uma através da frequência fundamental e outra através de um sub-harmónico.

#### 4.3.2.4. Eurostar 373

No caso do comboio Eurostar 373, apresentam-se na Figura 4.53 os gráficos relativos às velocidades entre 170 e 180 km/h e entre 390 e 400 km/h, por serem os dois maiores máximos de dano observados. À semelhança do comboio anterior, também o presente gráfico relativo à velocidade de 180 km/h denota as contribuições dos modos 2 e 57 e o gráfico relativo à velocidade de 400 km/h apresenta sensibilidade aos modos 57 e 170. Este paralelismo entre os dois casos é espectacular, visto terem características semelhantes de carga por eixo e de distância entre eixos, verificando-se as considerações tecidas no ponto anterior.

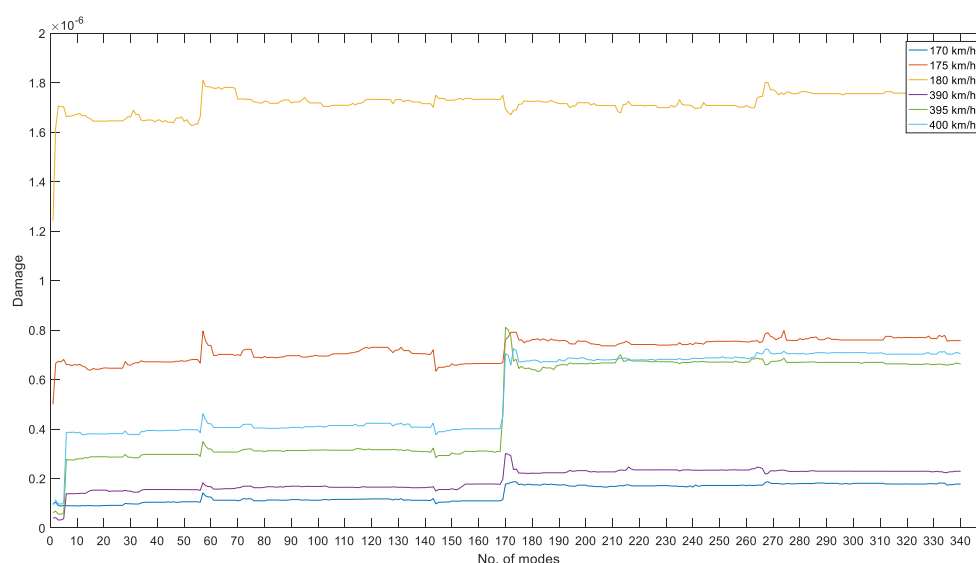


Fig.4.53 – Influência da quantidade de modos considerados - Eurostar 373

#### 4.3.2.5. X 2000

Quanto ao comboio X 2000, apresentam-se na Figura 4.54 os resultados para as velocidades entre 195 e 210 km/h, onde se verifica um máximo local. Mais uma vez, encontra-se a contribuição dos modos 57 e 170, mas destaca-se ainda o papel do modo 36, cuja frequência é de 15,16 Hz.

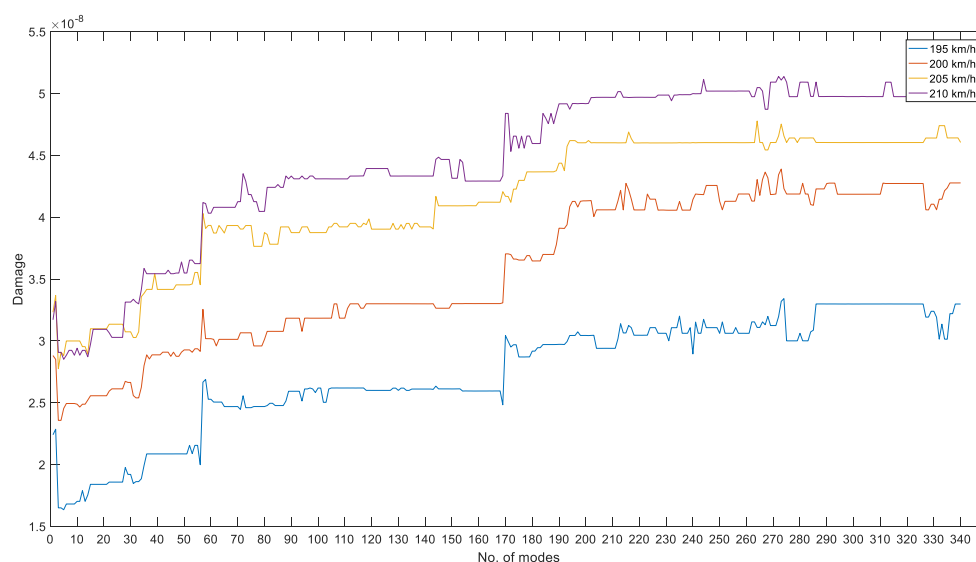


Fig.4.54 – Influência da quantidade de modos considerados - X 2000

Na Figura 4.55 representa-se a deformada associada ao modo 36, denotando-se que se trata do 5º modo de flexão da parte do tabuleiro do lado dos carris. Para a velocidade de 205 km/h, considerando

o espaçamento entre eixos de 2,9 m, o fator  $\lambda$  toma o valor de 19,64 Hz, que é 129% do valor da frequência do modo 36. Esta relação é já relativamente afasta dos 100%, razão pela qual a contribuição do referido modo ocorre, mas não tão expressamente como a dos outros modos. Já relativamente ao modo 57,  $\lambda$  é 103% o valor da frequência associada ao modo.

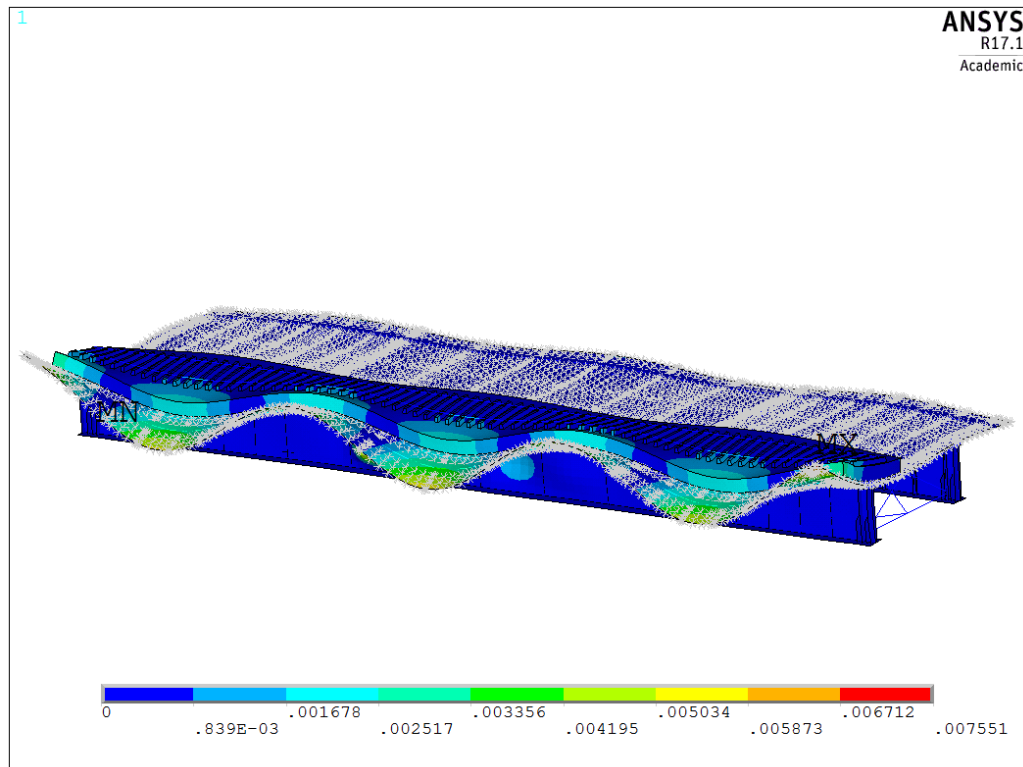


Fig.4.55 – Deformada do modo 36

#### 4.3.2.6. TGV Atlantique

O comboio TGV Atlantique apresenta resultados, visíveis na Figura 4.56, em muito semelhantes aos do Eurostar 373 e aos do Thalys 2, encontrando-se representadas as velocidades de 175 a 185 km/h e de 375 a 385 km/h. Sem apresentar exceção, os modos com maior contribuição são os modos globais 2 e 6 e os modos locais 57 e 170. A razão que o justifica é idêntica à apresentada em relação aos referidos comboios, já que cargas idênticas e espaçamentos praticamente semelhantes levam a valores do fator  $\lambda$  também próximos.

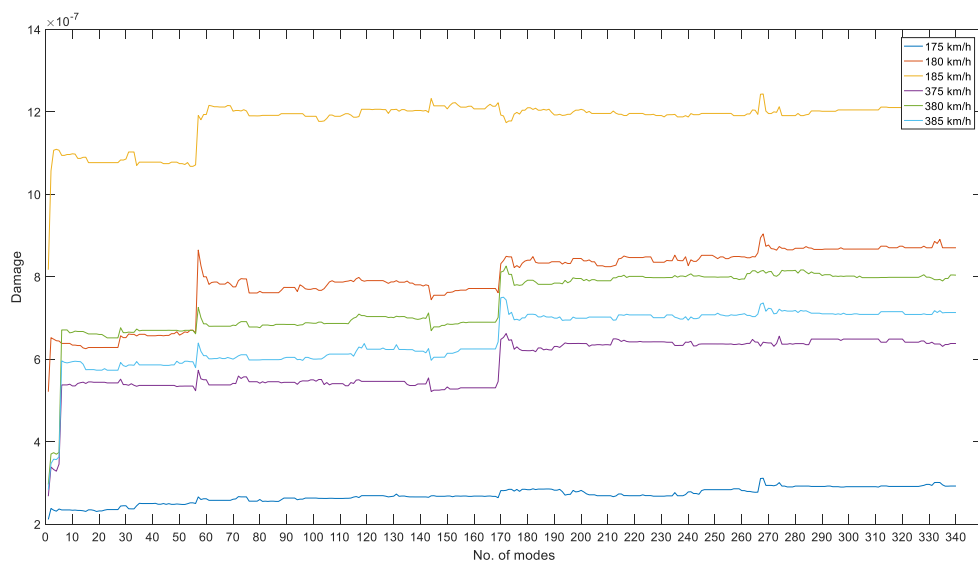


Fig.4.56 – Influência da quantidade de modos considerados - TGV Atlantique

#### 4.3.2.7. Virgin

Quanto à passagem do comboio Virgin, representa-se na Figura 4.57 a variação do dano conforme a adição dos modos para as velocidades de 200 a 220 km/h, velocidade que representa o dano máximo causado pelo comboio à estrutura. Mantendo a tendência verificada anteriormente, observam-se a influência do modo global 2 e dos modos locais 57 e 170, mas também do modo 235, de frequência 43,91 Hz, cuja deformada se apresenta na Figura 4.58.

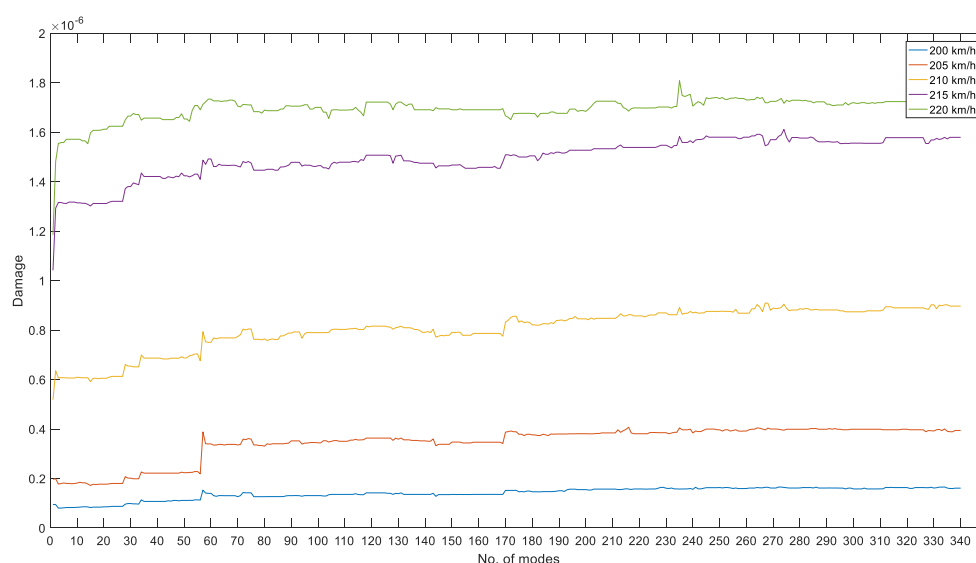


Fig.4.57 – Influência da quantidade de modos considerados - Virgin

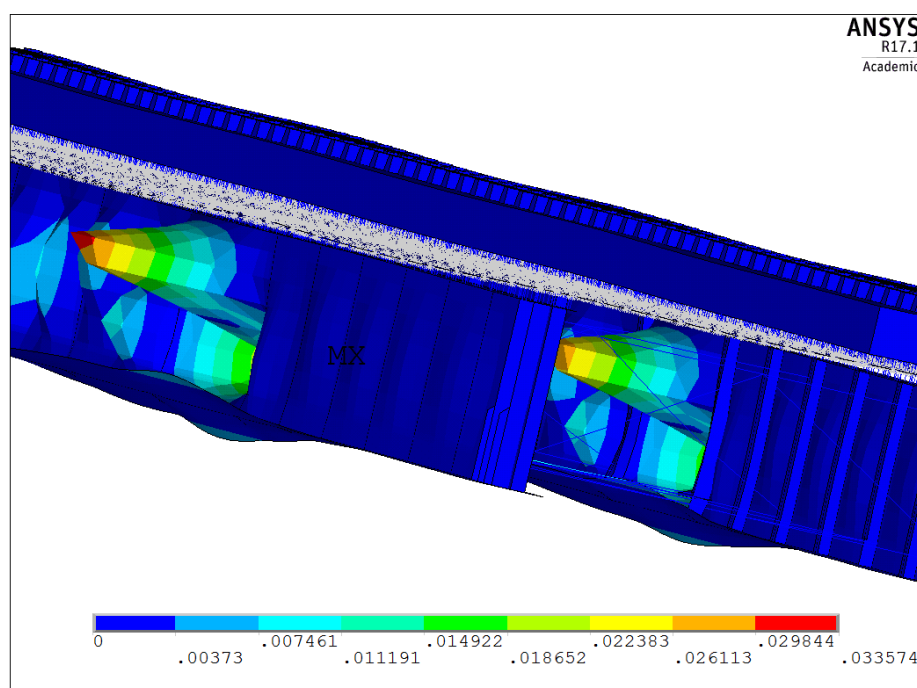


Fig.4.58 – Deformada do modo 235

À semelhança dos modos locais já apresentados, também o modo 235 compreende a flexão para fora do plano de uma secção da alma da longarina, mas com dois picos a deslocarem-se em sentidos contrários.

Calculando o fator  $\lambda$  para a velocidade de 220 km/h, e considerando a distância entre eixos de 2,7 m, este toma um valor de 119,2% da frequência associada ao modo 57. Já quanto ao modo 235, é com o primeiro harmónico que se encontra a relação de 103%.

## 4.3.2.8. ICE 2

Para o comboio ICE 2, escolheu apresentar-se os dados relativos às velocidades de 230 a 240 km/h, que constituem um máximo local (Figura 4.59). Confirmando a tendência até agora verificada, são os modos 57 e 170 aqueles que contribuem de forma mais significativa para o aumento do dano.

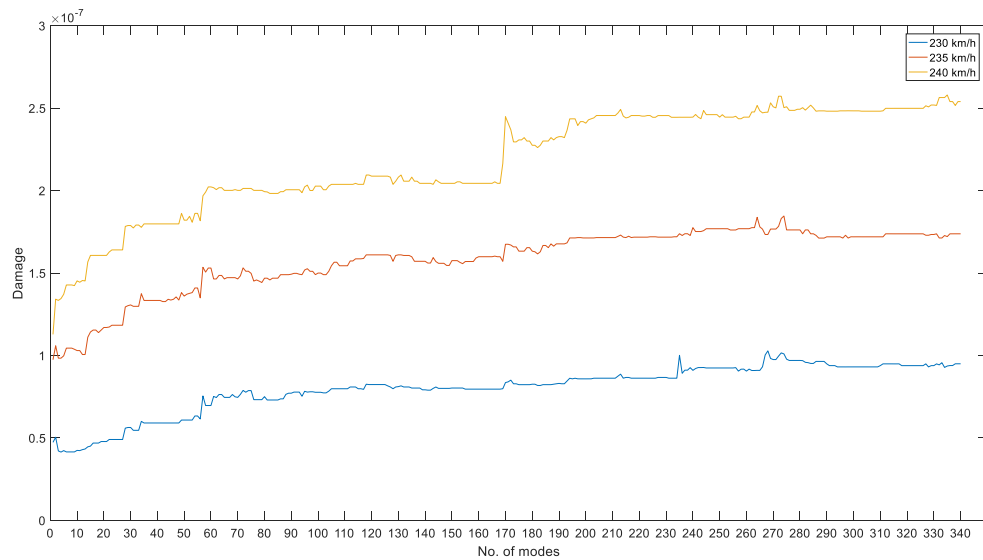


Fig.4.59 – Influência da quantidade de modos considerados - ICE 2

## 4.3.2.9.

ETR-Y-500 Finalmente, para o caso do comboio ETR-Y-500, apresentam-se na Figura 4.60 os gráficos com a variação do dano para as velocidades de 220 a 240 km/h. Para além dos modos 57 e 170, surge um pico no modo 267, cuja frequência é de 48,98 Hz, para a velocidade de 240 km/h.

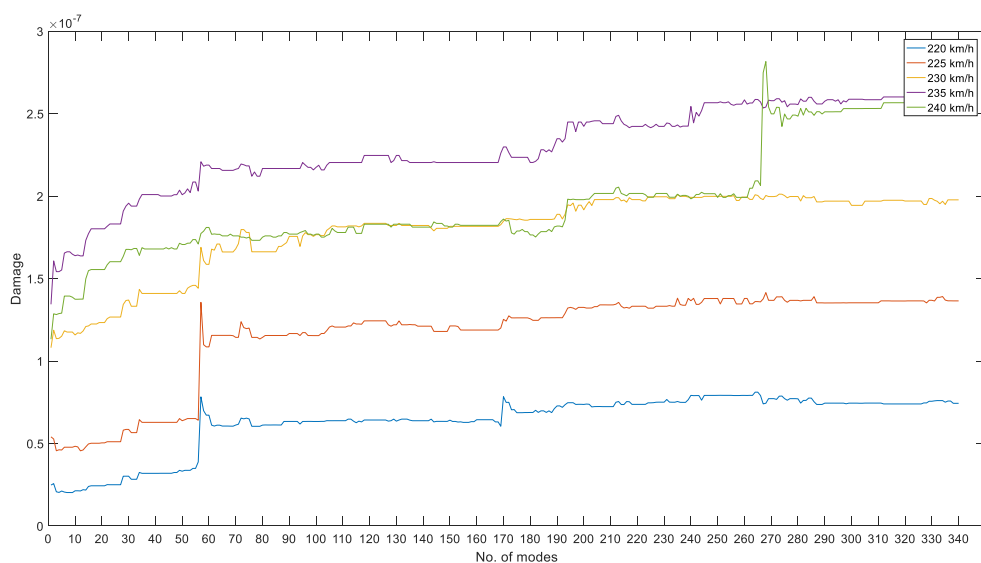


Fig.4.60 – Influência da quantidade de modos considerados - ETR-Y-500

Este modo, cuja deformada se apresenta na Figura 4.61, aparenta estar associado à rotação dos elementos de contraventamento transversal, que por sua vez provoca flexão para fora do plano nas chapas que materializam a alma da longarina.

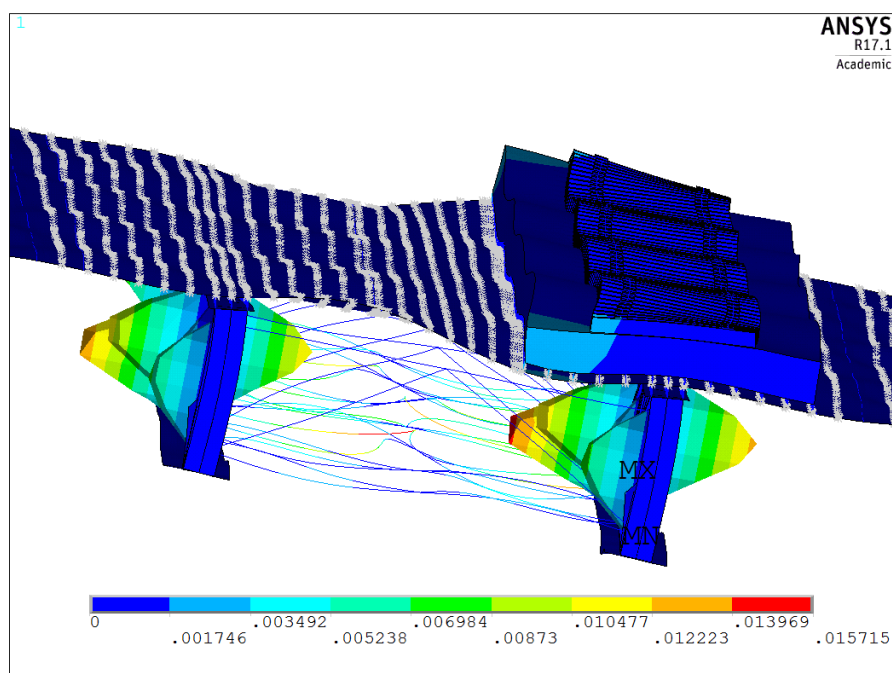


Fig.4.61 – Deformada do modo 267

Verifica-se que à velocidade de 240 km/h, e considerando o espaçamento de 3 m entre eixos, o valor do fator  $\lambda$  é de 22,22 Hz, e o seu primeiro harmónico, 44,44 Hz, representa 90,7% da frequência associada ao referido modo.



#### 4.4. COMPARAÇÃO COM CARREGAMENTO QUASE-ESTÁTICO

##### 4.4.1. PROPÓSITO DA ANÁLISE QUASE ESTÁTICA

Todos os dados que variam com a velocidade de circulação de um comboio e que são apresentados neste trabalho denotam a ausência de uma correlação proporcional entre o valor que tomam e a velocidade em causa, justificando a necessidade de análise dinâmica. Na secção anterior demonstrou-se a relação que existe entre a frequência da passagem dos eixos dos comboios e as frequências naturais da estrutura, observando-se os casos em que a aproximação desses valores induz amplificação dinâmica. Se por alguma razão, contudo, não tivesse sido considerada a necessidade dessa análise, os efeitos dinâmicos teriam sido tidos em conta através de um fator que confere proporcionalidade praticamente direta entre velocidade e dano.

Deste modo, com vista a estabelecer uma comparação entre as análises dinâmicas apresentadas e uma análise quase estática, será calculado um fator de amplificação dinâmica (*DAF* – *Dynamic Amplification Factor*) conforme a expressão (2.1), que irá multiplicar os valores das tensões principais. Note-se que a aplicabilidade desta expressão se encontra limitada a velocidades até 200 km/h. Porém, tendo em conta que o propósito desta análise é estabelecer uma comparação, a determinação do fator de amplificação dinâmica não tem a finalidade de indicar fidedignamente os valores das tensões, pelo que se extrapola a expressão até à velocidade de 420 km/h.

##### 4.4.2. PROCEDIMENTO DE CÁLCULO

Ao iniciar a análise quase estática, definem-se matrizes de carga para cada comboio. Uma vez que a influência da velocidade será apenas refletida pelo fator de amplificação dinâmica, deve ser tomado um valor da velocidade para a geração das matrizes de carga que permita caracterizar a presença de todas as forças transmitidas pelo comboio num dado detalhe. Assim, foi adotada a velocidade de 72 km/h, que permite que as cargas se movimentem um metro em cada incremento de tempo, o qual foi definido como 0,05 s.

No modelo global, foram carregadas as matrizes de carga referentes a cada comboio e realizadas tantas análises estáticas quanto o número de incrementos de tempo em cada caso. Destas, foram extraídos historiais de extensões em cada nó. Já no ambiente MATLAB, as respetivas extensões foram multiplicadas pelo módulo de elasticidade e extrapoladas para o hot-spot correspondente ao pé do cordão de soldadura. Finalmente, foram combinadas as componentes individuais de tensões e determinados os historiais de tensões principais.

As tensões principais foram então multiplicadas pelo fator de amplificação dinâmica, calculado utilizando o comprimento de 43,676 m. Apresenta-se na Figura 4.62 a variação do fator conforme a velocidade.

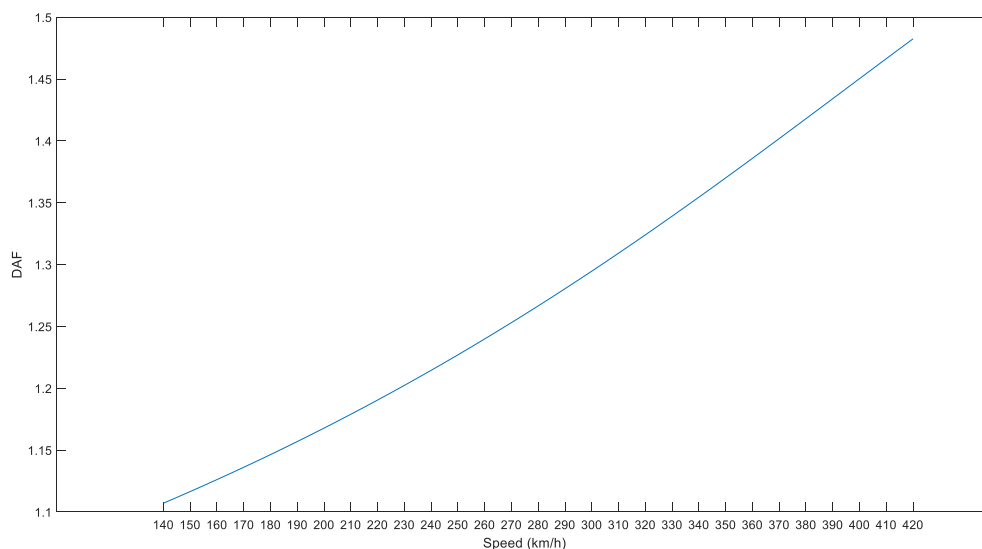
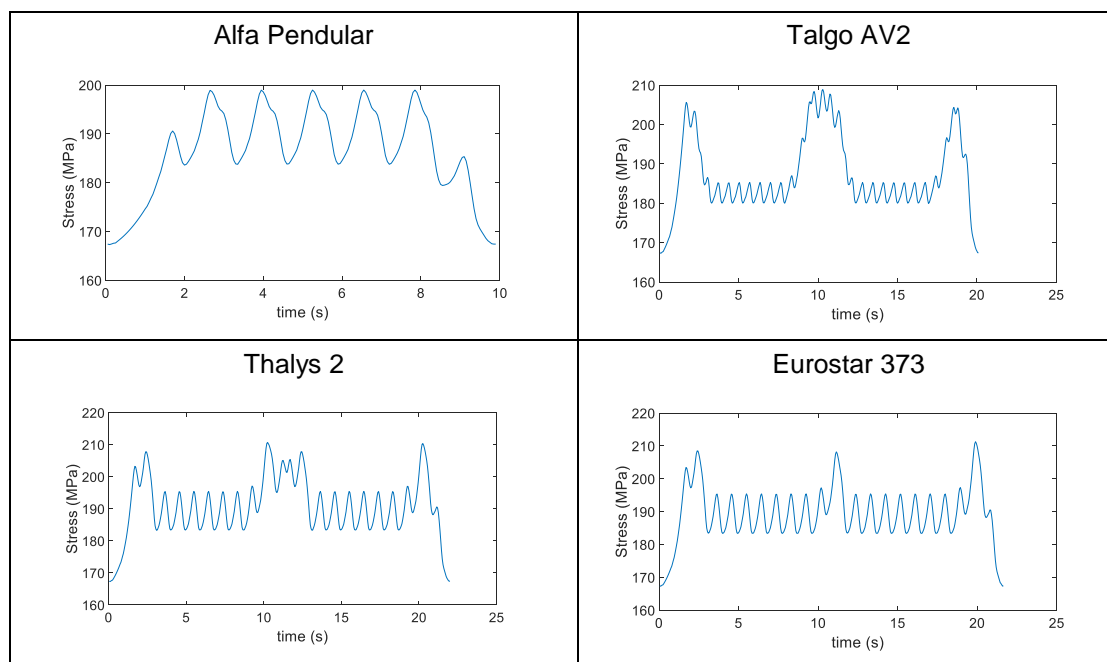


Fig.4.62 – Coeficiente de amplificação dinâmica

Na Figura 4.63 observam-se os historiais de tensões principais para os vários comboios em análise. Note-se que os elevados valores de tensão se devem ao facto de ter sido considerada a ação do peso próprio de todos os materiais nesta análise. Contudo, não é o valor absoluto da tensão que influenciará o dano à fadiga, mas sim a amplitude dos ciclos de tensão.



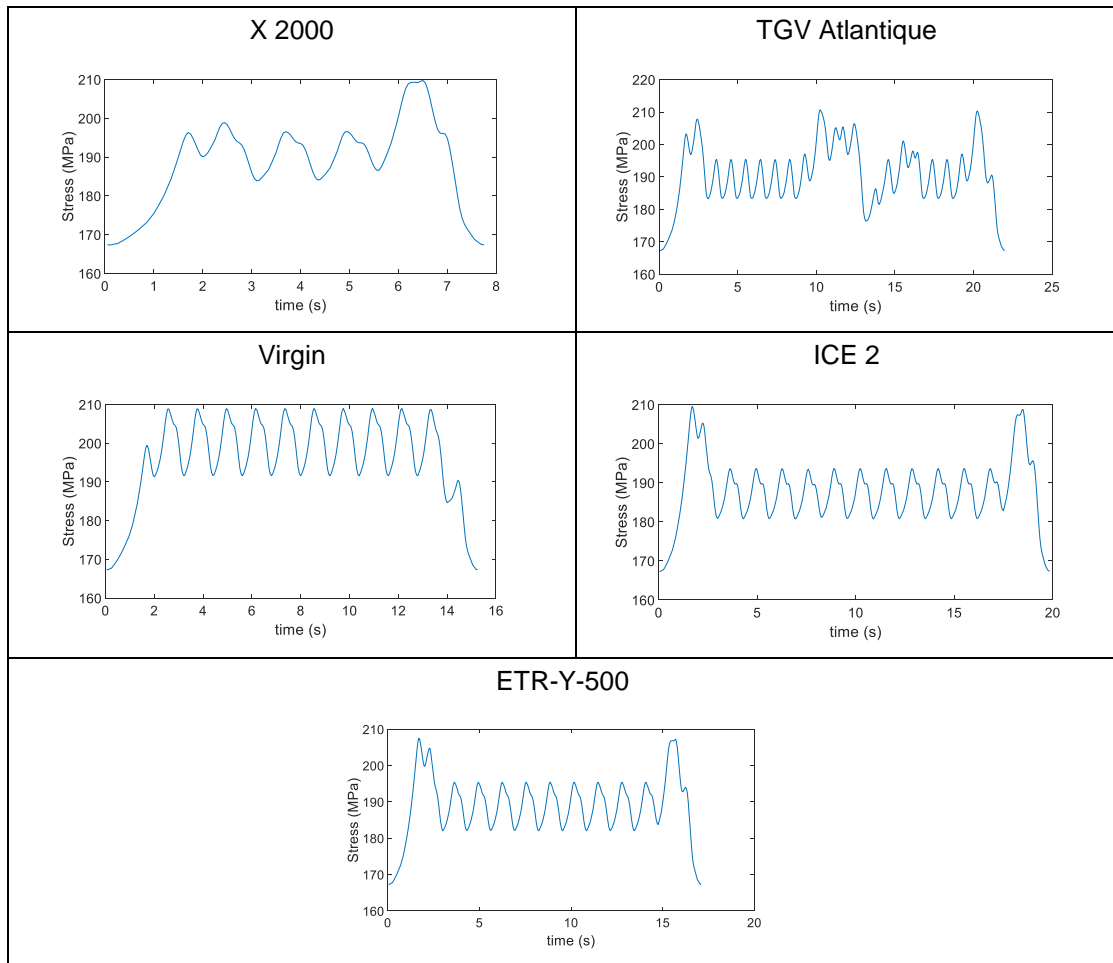


Fig.4.63 – Historiais de tensões principais – carregamento quase estático

Com base em cada um destes históricos de tensão, são gerados vetores que resultam da multiplicação das tensões pelo fator  $DAF$ . Relativamente a esses, é feita a contagem de ciclos pelo método *rainflow* e calculado o dano à fadiga de acordo com a regra de Palmgren-Miner.

O resultado é uma variação do dano sempre crescente consoante a velocidade. Apresenta-se na Figura 4.64 o caso para o carregamento com o comboio Alfa Pendular, que configura uma forma em tudo semelhante aos demais casos. A principal desvantagem da aplicação deste método é que não tem nenhuma forma de identificar e analisar velocidades que causem amplificação dinâmica.

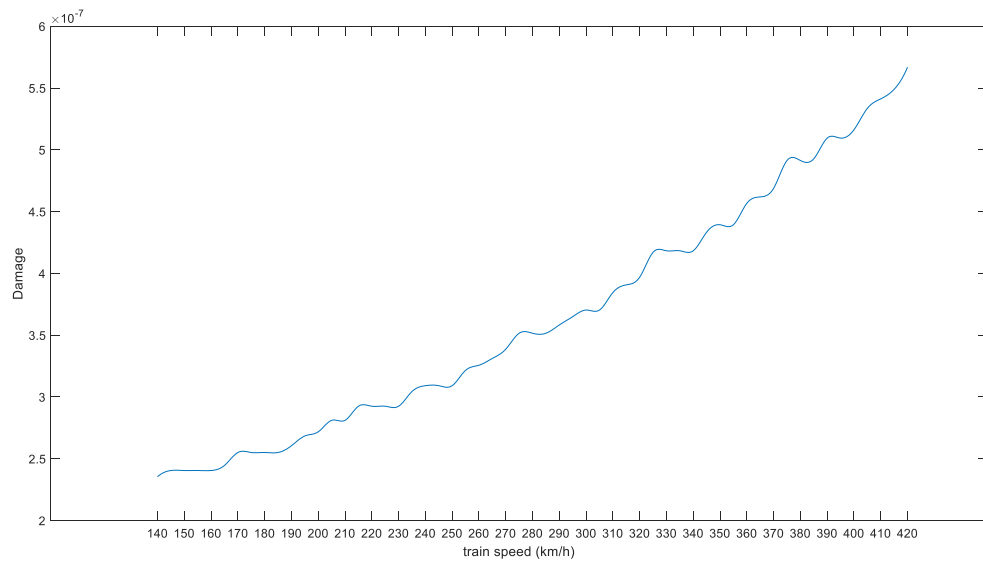


Fig.4.64 – Crescimento do dano quase estático

#### 4.4.3. RAZÃO ENTRE DANO DINÂMICO E DANO QUASE ESTÁTICO

Dada a natureza quase linear do dano calculado através da multiplicação das tensões quase estáticas pelo fator *DAF*, apresenta-se nas Figuras 4.65 a 4.73 a razão entre o dano quase estático e o dano dinâmico calculado para cada velocidade de cada comboio.

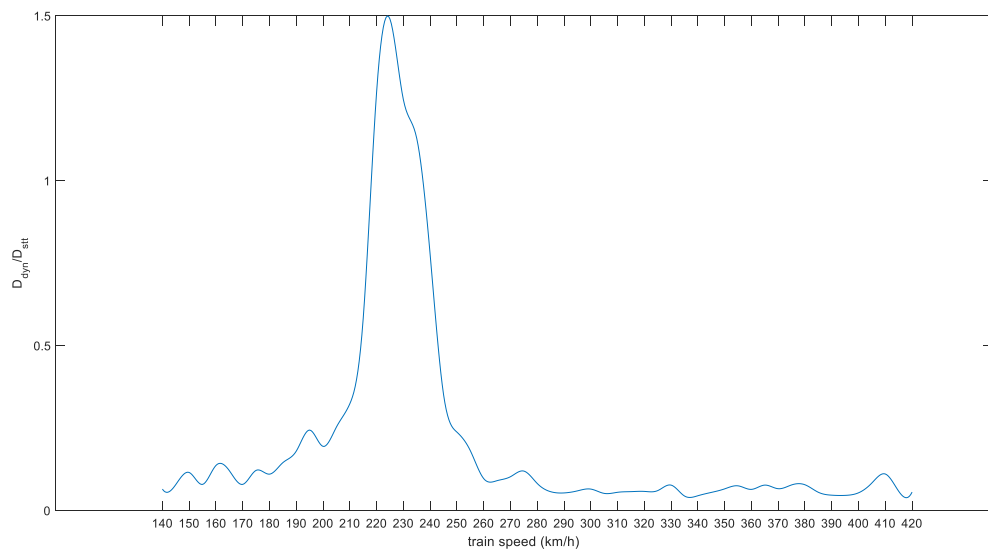


Fig.4.65 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Alfa Pendular

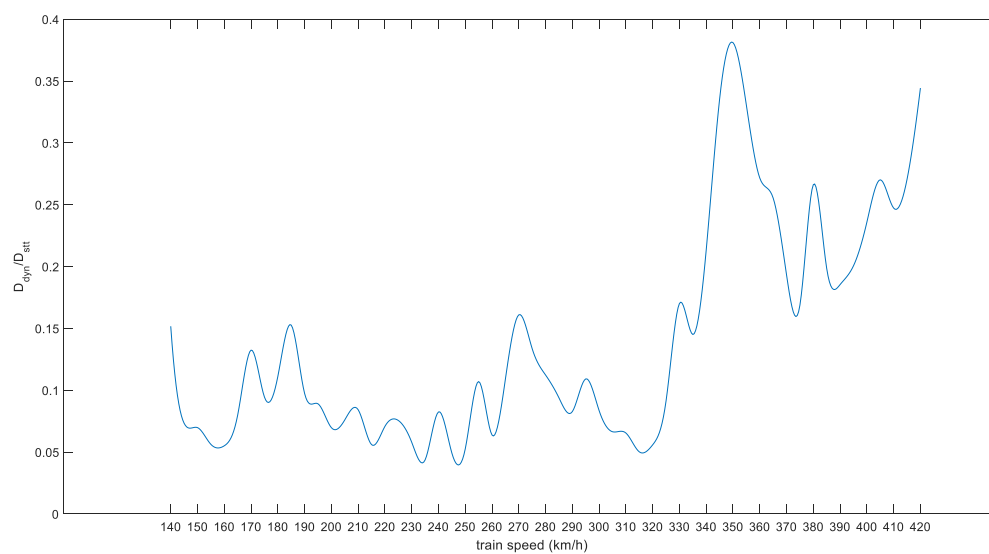


Fig.4.66 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Talgo AV2

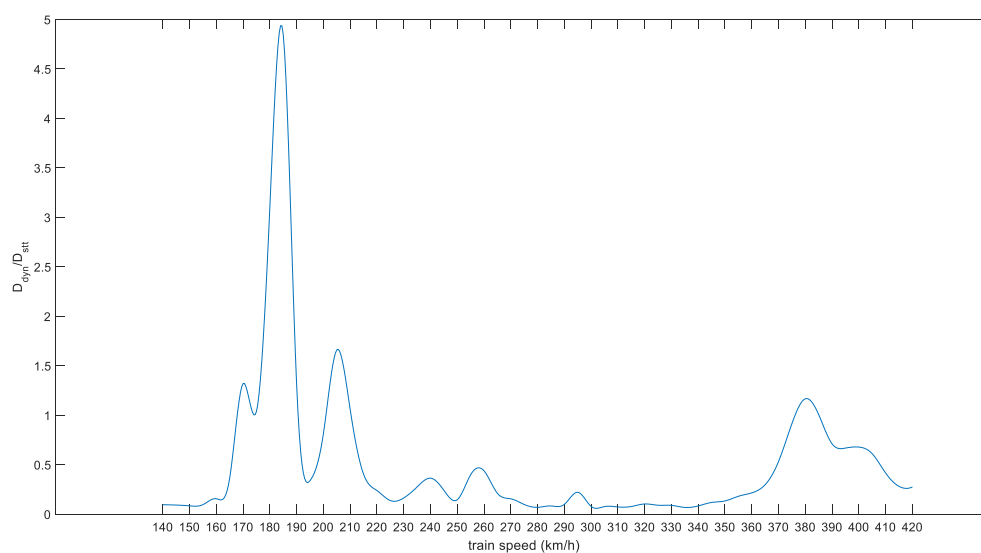


Fig.4.67 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Thalys 2

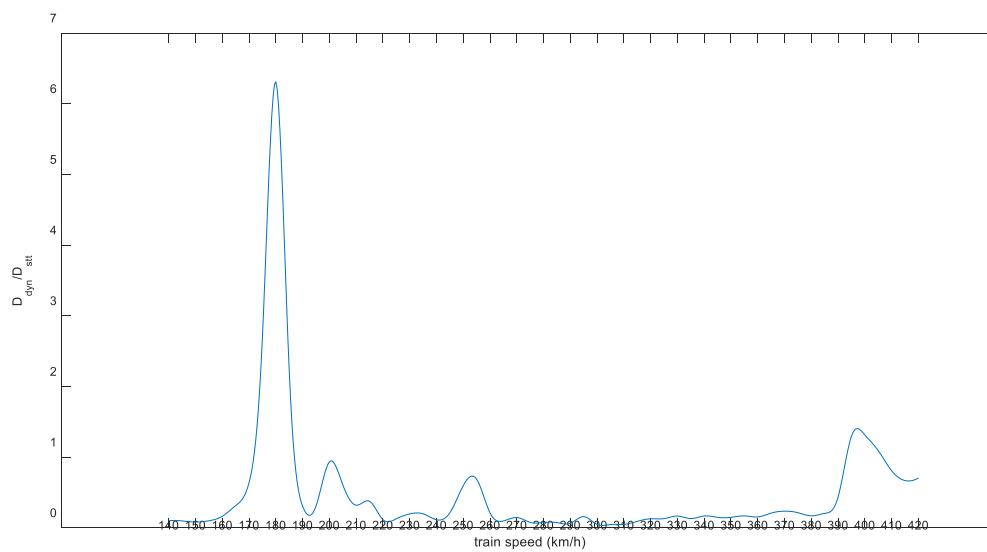


Fig.4.68 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Eurostar 373

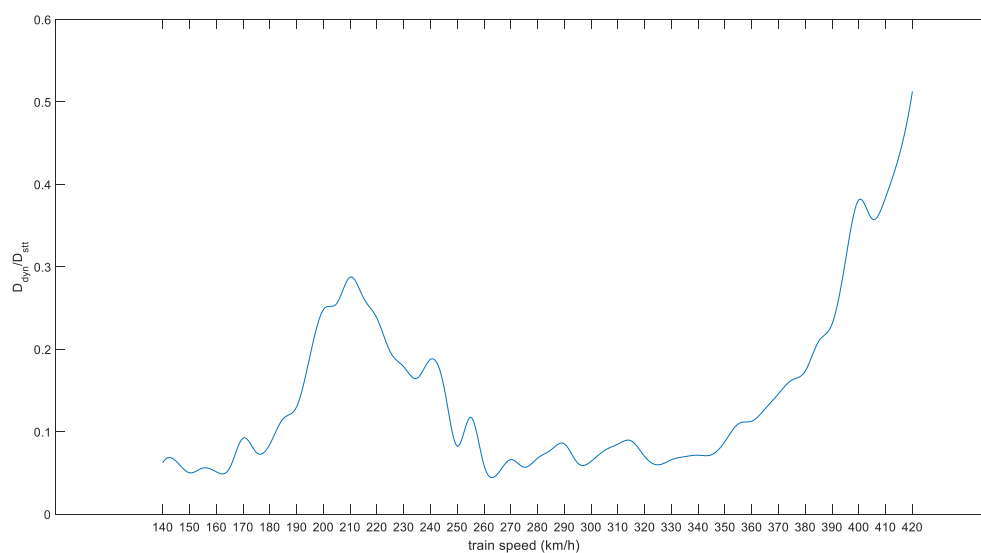


Fig.4.69 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – X2000

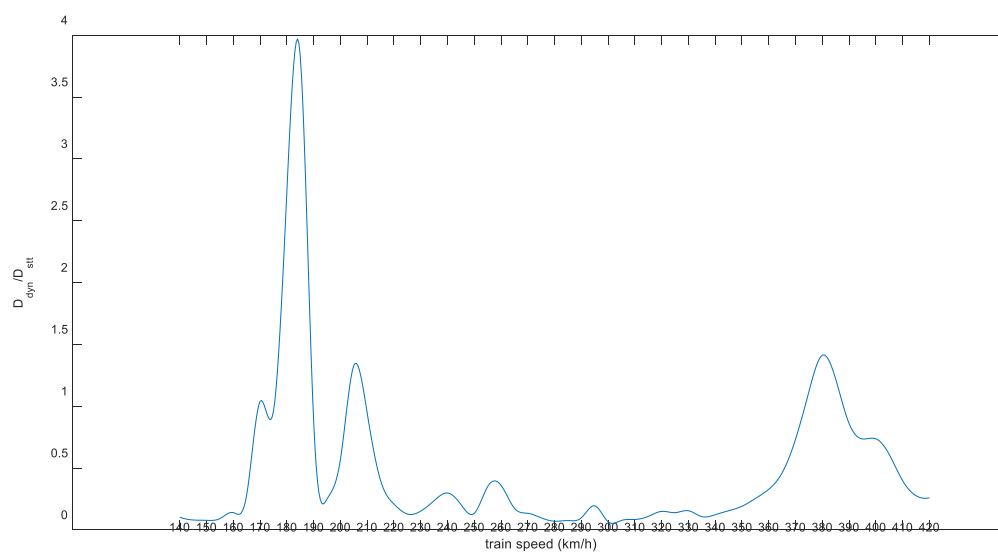


Fig.4.70 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – TGV Atlantique

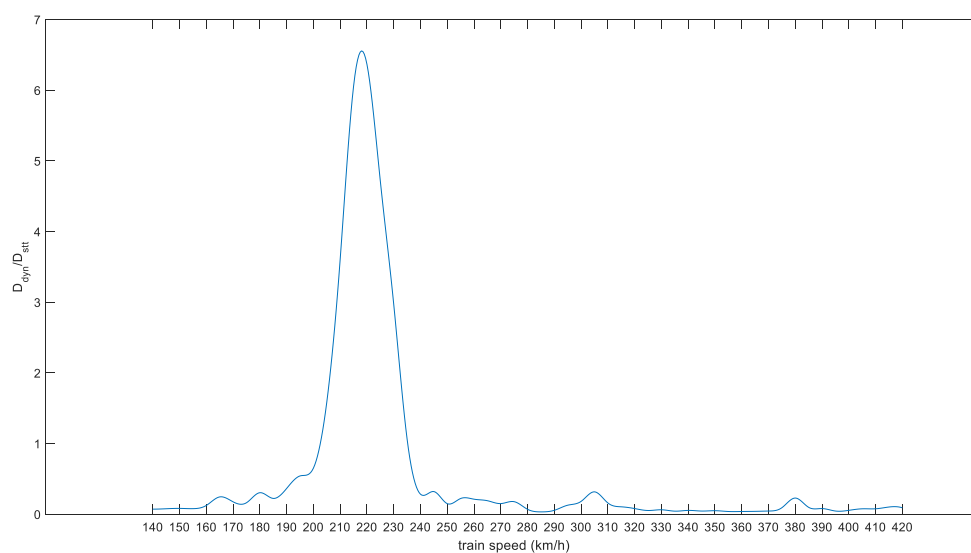


Fig.4.71 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – Virgin

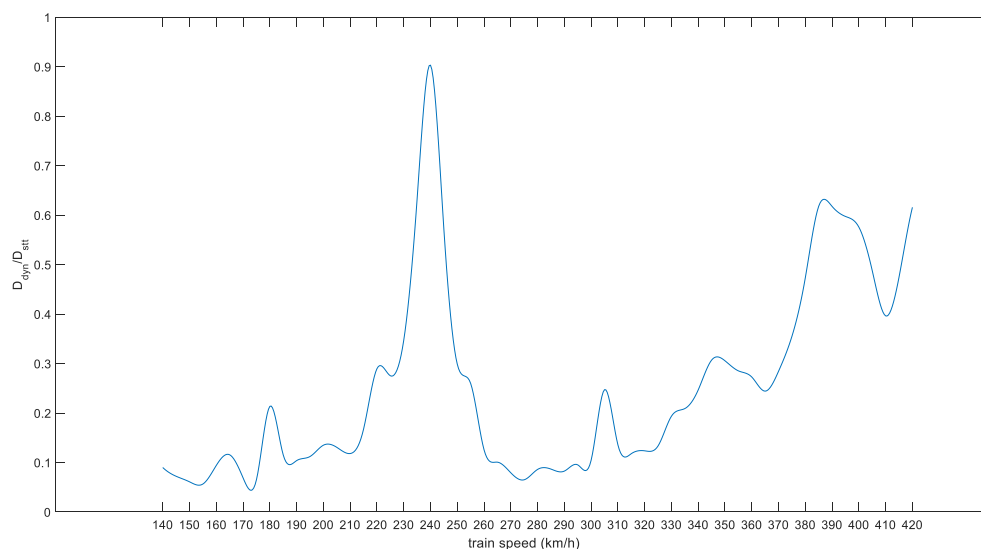


Fig.4.72 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – ICE 2

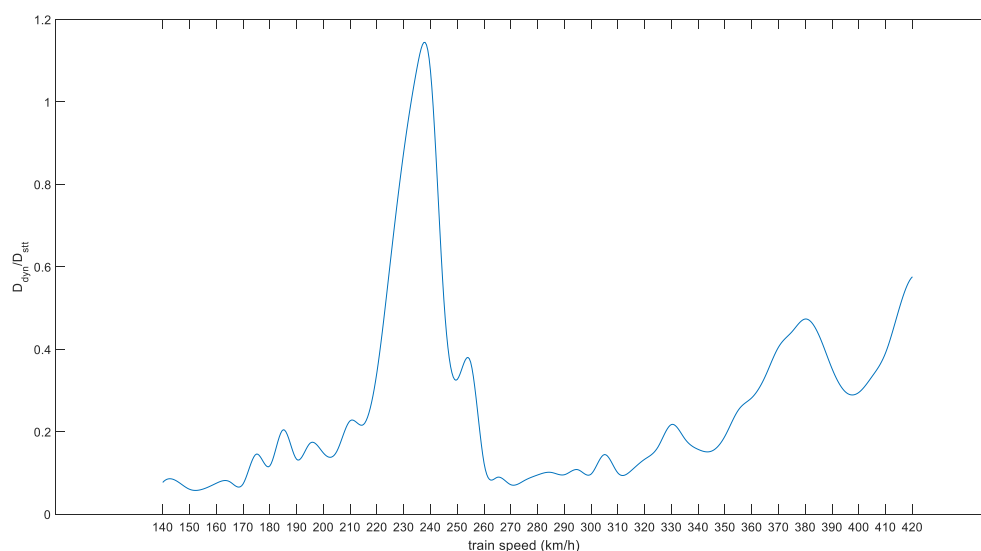


Fig.4.73 – Razão dano dinâmico / dano quase estático – ETR-Y-500

A primeira consideração a ter é que nem sempre o dano proveniente da análise dinâmica é superior ao da análise quase estática. Pode dizer-se que para as velocidades em que isso aconteça, a fórmula do fator *DAF* confere um resultado mais conservativo. No caso do Alfa Pendular, apenas entre os 215 e os 235 km/h é que o dano dinâmico é superior ao quase estático. Contudo, tendo em conta que a fórmula apenas se deveria aplicar até aos 200 km/h, constata-se que na gama de velocidades para a qual foi prevista não prejudica a análise.

Já nos casos dos comboios Thalys 2 e Eurostar 373, aplicados ao viaduto em estudo, o dano dinâmico é superior ao quase estático em velocidades inferiores a 200 km/h, como é visível nos picos dos 185 e 180 km/h, respetivamente. Nestes casos, mesmo com velocidades inferiores a 200 km/h, seria imprescindível proceder à análise dinâmica, correndo o risco de subestimar o dano em quase 5 vezes.



Do lado da segurança, encontram-se os comboios Talgo AV2 e X 2000, apresentando ao longo de todo o espectro de velocidades danos dinâmicos inferiores aos provenientes da análise quase estática. O comboio TGV Atlantique insere-se no mesmo cenário descrito para o Eurostar 373. Quanto ao comboio Virgin, apesar de apresentar um conjunto de velocidades entre 200 e 235 km/h em que o dano calculado pelo fator *DAF* é subestimado em mais de 6 vezes, no alcance da aplicabilidade do fator, o dano fica do lado da segurança. Por fim, o dano causado pelo comboio ICE 2 é sobrestimado pela análise quase estática em todas as velocidades, e no comboio ETR-Y-500 apenas falha entre os 230 e os 240 km/h, valores, porém, acima do limite dos 200 km/h.



# 5

## CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO

Partindo da premissa da avaliação à fadiga de um detalhe, o presente trabalho ramificou-se e permitiu relacionar grandezas distintas. Com efeito, ao longo das diversas análises, notou-se uma clara consistência dos resultados, evidenciada sobretudo perante os comboios com maior propensão a criarem amplificação dinâmica. Quer sejam considerados deslocamentos, tensões ou dano, os picos dos respetivos gráficos apresentam correlação, mesmo que tenham sido obtidos através de um modelo diferente ou de uma análise distinta. Tal constatação aumenta o grau de fiabilidade dos resultados, associado também às ordens de grandeza verificadas e ao comportamento expectável perante as análises paramétricas.

Entende-se que uma das principais ilações a retirar se refere ao método hot-spot. Apesar de não ser muito utilizado nas obras correntes de Engenharia Civil, com os recursos de cálculo automático que hoje existem, torna-se intuitiva a aplicação do método, principalmente quando se constata a crescente complexidade dos sistemas estruturais metálicos. Nos casos como o do viaduto em análise, em que a mecânica clássica não permite determinar estados simples de tensão, a aplicação do método dos elementos finitos oferece diversos níveis de exigência, o que permite que sejam feitas análises rápidas globais ou detalhadas. Recorrendo às tensões hot-spot, elimina-se a dificuldade em definir tensões nominais, que é agravada pela multiaxialidade e pela complexidade da geometria dos detalhes.

O recurso à submodelação através da interpolação do campo de deslocamentos revelou-se também uma ferramenta simples de aplicar e com poupança de recursos. Foi possível determinar tensões localizadas com elevado grau de precisão recorrendo a elementos finitos mais complexos, sem ser preciso modificar o modelo global. Apesar da morosidade associada ao facto de terem de ser executadas tantas análises estáticas no submodelo quantos os modos requeridos (que neste caso foram 340), estas apenas são feitas uma vez, caracterizando a resposta modal. A imposição de diferentes carregamentos, mesmo fazendo variar a velocidade e o amortecimento, faz uso da resposta obtida sem necessitar de repetir as análises.

Ainda relativamente ao cálculo, é também de notar a vantagem da utilização do método da sobreposição modal, que se mostrou imprescindível para a elaboração das análises paramétricas. A independência dos valores das coordenadas modais face à grandeza modal que se pretende obter (como tensões, extensões ou deslocamentos) permite que de uma só vez sejam armazenadas todas as possíveis matrizes de coordenadas modais, fazendo variar os parâmetros velocidade, amortecimento e comboio. Assim, o cálculo dos ciclos de tensão ou do dano, quer no modelo global quer no

submodelo, utiliza as matrizes já conhecidas. Consequentemente, é conferida eficiência à análise de sensibilidade paramétrica. No caso da análise à influência da acumulação dos modos, torna-se simplesmente num problema de multiplicação de partes sucessivas de uma matriz, evitando que sejam corridas  $\sum_{i=1}^{340}$  análises modais.

Quanto à resposta da estrutura, a principal conclusão prende-se com a necessidade de ter em consideração os fenómenos de amplificação dinâmica verificados. Ainda que os valores do dano que foram calculados se encontrem entre as ordens de grandeza de  $10^{-7}$  e  $10^{-6}$ , constata-se que perante as velocidades críticas, o dano pode aumentar até 20 vezes relativamente ao dano causado pela passagem do mesmo comboio a uma velocidade corrente. A causa deste fenómeno verificou-se com o facto de cada comboio apresentar pelo menos uma velocidade à qual a frequência da passagem das suas cargas se encontra na proximidade das frequências naturais da estrutura. A diferença entre a resposta do detalhe nessas velocidades para as velocidades correntes foi semelhante considerando deslocamentos ou tensões. Relativamente às frequências naturais da estrutura, a identificação do modo 57 mostrou-se vital para o entendimento do aumento das tensões no detalhe. A compreensão detalhada dos fenómenos de ressonância, nesta ou noutras estruturas do género, é essencial para a elaboração dos cenários de tráfego reais. Se uma dada velocidade faz reduzir o tempo de vida da estrutura tão drasticamente, então deve ser evitada, ou pelo menos limitada a sua existência.

Relativamente a futuros desenvolvimentos, estes podem guiar-se por três ideias principais:

- O detalhe da placa soldada lateralmente à alma da longarina apresenta um estado de tensão multiaxial cuja variação com o tempo é notoriamente irregular, em particular no tempo em vibração livre. Seria por isso útil determinar experimentalmente a variação das componentes de tensão e do ângulo, mediante a passagem de um comboio conhecido, verificando se surgem significativas tensões paralelas à direção do cordão de soldadura.
- A análise paramétrica apresentada para a variação do valor do amortecimento considerou um valor igual para todos os modos, em cada análise. Através de ensaios experimentais, poderiam identificar-se as propriedades dos primeiros modos, reduzindo a variabilidade da análise.
- De forma a traduzir em tempo de vida útil os valores do dano, podem ser desenvolvidos modelos estatísticos para a previsão dos cenários de tráfego.

Assim, estabelecer-se-iam paralelismos entre as análises numéricas apresentadas e a resposta real do viaduto, contribuindo para a eficiência do processo de cálculo.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Akhlaghi, F. - Fatigue life assessment of welded bridge details using structural hot spot stress method. (2009).
- Albuquerque, Carlos Miguel Correia - Comportamento dinâmico de pontes com tabuleiro ortotrópico em vias de alta velocidade. Tese de mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. (2012).
- Albuquerque, Carlos Miguel Correia - Advanced methodologies for the assessment of the fatigue behaviour of railway bridges. Tese de doutoramento. Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. (2015).
- Alencar, G.; Calçada, R.; Silva, J.G.S.; Jesus, A.M.P. - Fatigue Assessment of Approach Viaducts of the New Sado River Railway Crossing. Porto, Portugal: 2016a.
- Alencar, G.; Ribeiro, D; Calçada, R.; Silva, J.G.S.; Jesus, A.M.P. - Análise Dinâmica e Verificação à Fadiga dos Viadutos de Acesso da Nova Ponte Ferroviária Sobre o Rio Sado. Brasília, Brazil: 2016b.
- ANSYS - ANSYS User's Manual. SAS IP inc. (1998).
- ASTM, ASTM E - 1049-Standard practices for cycle counting in fatigue analysis. West Conshohocken (PA). (2003).
- DNV, Det Norske Veritas - Recommended practice DNV-RP-C203 fatigue design of offshore steel structures. (2005).
- Dong, P - A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints. *International Journal of Fatigue*. Vol. 23. n.º 10 (2001). p. 865-876. ISSN: 0142-1123
- EN1991-2 - Eurocode 1: actions on structures. Part 2: traffic loads on bridges. (2003).
- EN1993-2 - Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 2: Steel Bridges. (2006).
- ERRI.D214/RP9 - "Railway bridges for speeds >200 km/h", European Rail Research Institute (ERRI), Final Report, Utrecht. (2001).
- Feldmann, Markus; Eichler, Björn; Boos, Bernd; Henkel, Joachim; Mack, Benjamin - Modellierungsvarianten und Empfehlungen bei der Ermittlung von Struktur- und Kerbspannungen auf Basis Finiter Element-Berechnungen. *Stahlbau*. Vol. 82. n.º 4 (2013). p. 289-301. ISSN: 1437-1049
- Figueiredo, H - Dinâmica de pontes mistas aço-betão em linhas de alta velocidade. Tese de mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Porto, Portugal, 2007.
- Hobbacher, Adolf - Recommendations for fatigue design of welded joints and components. Springer, 2009. ISBN: 1581455275
- Ladinek, Markus; Lang, Robert; Lener, Gerhard - Ermüdungsfestigkeit nach EN 1993-1-9. *Stahlbau*. Vol. 85. n.º 4 (2016). p. 274-280. ISSN: 1437-1049
- Miner, MA - Cumulative Damage in Fatigue *Journal of Applied Mechanics* 12 (1945) No. 3, pp. A159-A164. (1945).
- Mourão, Nuno - Alfa Pendular 184, Alcácer, 2010.11.04. Sob CC BY-NC-SA 2.0. (2010).
- Niemi, Erkki; Fricke, Wolfgang; Maddox, Stephen John - Fatigue analysis of welded components: Designer's guide to the structural hot-spot stress approach. Woodhead Publishing, 2006. ISBN: 1845696662
- NPEN1993-1-9 - Eurocódigo 3 - Projecto de estruturas de aço ; Parte 1-9: Fadiga. (2010). ISSN: 1845691881
- Radaj, Dieter; Sonsino, Cetin Morris; Fricke, Wolfgang - Fatigue assessment of welded joints by local approaches. Woodhead publishing, 2006. ISBN: 1845691881
- Reis, António; Cremer, Jean Marie; Lothaire, Alain; Lopes, Nuno - The steel design for the new railway bridge over the River Sado in Portugal. *Steel Construction*. Vol. 3. n.º 4 (2010). p. 201-211. ISSN: 1867-0539
- Ribeiro, D; Calçada, R; Delgado, R - Fatigue on metallic railway bridges: methodology of analysis and application to Alcácer do Sal Bridge. *IABMAS, Porto, Portugal*. (2006).

Yan, Fei; Chen, Weizhen; Lin, Zhibin - Prediction of fatigue life of welded details in cable-stayed orthotropic steel deck bridges. *Engineering Structures*. Vol. 127. (2016). p. 344-358. ISSN: 0141-0296

# ANEXO

- A.1. CARREGAMENTO DE CONDIÇÕES FRONTEIRA E EXTRAÇÃO DE TENSÕES MODAIS (APDL)**
- A.2. EXTRAÇÃO DE EXTENSÕES MODAIS EM NÓS (MATLAB/APDL)**
- A.3. INTEGRAÇÃO COM BASE DE DADOS (MATLAB/SQLITE)**
- A.4. CÁLCULO DE DANO CONFORME NÚMERO DE MODOS (MATLAB)**

### A.1. CARREGAMENTO DE CONDIÇÕES FRONTEIRA E EXTRAÇÃO DE TENSÕES MODAIS (APDL)

```
/PREP7
/UIS, MSGPOP, 3
FINISH
*DO,STEP_MODE,1,340,1
ALLSEL
/SOLU
/INPUT,CBDO_a\SUBMODEL_56_%STEP_MODE%,CBDO,,:MODE%STEP_MODE%
solve
finish
/post1
!sy
*del,stres_y_a,,nopr
*DIME,stres_y_a,ARRAY,6,1,1, , ,
*DO,CICLO_NOS,1,6,1
*GET,stres_y_a(CICLO_NOS),NODE,ponto_a(CICLO_NOS),S,Y
*enddo
!sz
*del,stres_z_a,,nopr
*DIME,stres_z_a,ARRAY,6,1,1, , ,
*DO,CICLO_NOS,1,6,1
*GET,stres_z_a(CICLO_NOS),NODE,ponto_a(CICLO_NOS),S,Z
*enddo
!syz
*del,stres_yz_a,,nopr
*DIME,stres_yz_a,ARRAY,6,1,1, , ,
*DO,CICLO_NOS,1,6,1
*GET,stres_yz_a(CICLO_NOS),NODE,ponto_a(CICLO_NOS),S,YZ
*enddo
*MWRITE,stres_y_a(1),Modal_stresses\stres_y_a_%STEP_MODE%,txt
(E15.8)
*MWRITE,stres_z_a(1),Modal_stresses\stres_z_a_%STEP_MODE%,txt
(E15.8)
*MWRITE,stres_yz_a(1),Modal_stresses\stres_yz_a_%STEP_MODE%,txt
(E15.8)
*ENDDO
FINISH
FINISH
/EOF
/FACET,FINE
```



## A.2. EXTRAÇÃO DE EXTENSÕES MODAIS EM NÓS (MATLAB/APDL)

```
function get_modal_strains_node = getModalStrainsNode(num_node,direction,NMODES)

num_nodes_size = size(num_node,2);

temp_array_modal_nodes = { };

for i=1:1:num_nodes_size
    temp_array_modal_nodes = [temp_array_modal_nodes;...
        {'Num_node = ' num2str(num_node(1,i)) ' '};...
        {'/INPUT,mac_get_modal_strains,inp '};
end

get_modal_strains_node=[{...
'fini
';...
['direction = ' direction ' '];...
'/post1
';...
'RSYS,0
';...
['NMODES = ' num2str(NMODES) ' '];...
'*DIM,Modal_strains,ARRAY,NMODES,1, , , , '];...
]; temp_array_modal_nodes];
```

### A.2.1. MAC\_GET\_MODAL\_STRAINS

```
*do,j,1,NMODES,1
SET,,,,,j
*if,direction,EQ,'x',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,X
*endif
*if,direction,EQ,'y',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,Y
*endif
*if,direction,EQ,'z',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,Z
*endif
*if,direction,EQ,'1',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,1
*endif
*if,direction,EQ,'2',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,2
*endif
*if,direction,EQ,'3',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,3
*endif
*if,direction,EQ,'xy',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,XY
*endif
*if,direction,EQ,'yz',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,YZ
```

```
*endif
*if,direction,EQ,'xz',THEN
*GET,Modal_strains(j),NODE,Num_node,EPEL,XZ
*endif
*enddo
*MWRITE,Modal_strains(1),Modal_strains_%direction%_%Num_node%,txt
(E15.8)
```

**A.3. INTEGRAÇÃO COM BASE DE DADOS (MATLAB/SQLITE)**

```

dbfile = fullfile(pwd,'001_hs_56_9.db');
conn = sqlite(dbfile,'create');
%conn = sqlite(dbfile,'connect');

tablename = 'hs_traffic_spectrum_analysis';

colnames = {'hs_train_name',...
            'speed',...

            'displ_timehistory_center_midspan_node','displ_timehistory_left_midspan_node','displ_timehistory_right_midspan_node',...

            'z_strain_timehistory_node_33669','y_strain_timehistory_node_33669','yz_strain_timehistory_node_33669',...

            'z_strain_timehistory_node_33671','y_strain_timehistory_node_33671','yz_strain_timehistory_node_33671',...

            'z_strain_timehistory_node_31861','y_strain_timehistory_node_31861','yz_strain_timehistory_node_31861',...

            'z_strain_timehistory_node_31859','y_strain_timehistory_node_31859','yz_strain_timehistory_node_31859'};

createTable = ['create table ' tablename ' ' ...
              '(hs_train_name VARCHAR, speed NUMERIC, ' ...
              'displ_timehistory_center_midspan_node VARCHAR, displ_timehistory_left_midspan_node VARCHAR, displ_timehistory_right_midspan_node VARCHAR, ' ...
              'z_strain_timehistory_node_33669 VARCHAR, y_strain_timehistory_node_33669 VARCHAR, yz_strain_timehistory_node_33669 VARCHAR, ' ...
              'z_strain_timehistory_node_33671 VARCHAR, y_strain_timehistory_node_33671 VARCHAR, yz_strain_timehistory_node_33671 VARCHAR, ' ...
              'z_strain_timehistory_node_31861 VARCHAR, y_strain_timehistory_node_31861 VARCHAR, yz_strain_timehistory_node_31861 VARCHAR, ' ...
              'z_strain_timehistory_node_31859 VARCHAR, y_strain_timehistory_node_31859 VARCHAR, yz_strain_timehistory_node_31859 VARCHAR)'];

exec(conn,createTable);

```

#### A.4. CÁLCULO DE DANO CONFORME NÚMERO DE MODOS (MATLAB)

```

%% tensões modais
%z
for mode=1:340
    eval(['load("stres_z_a_' num2str(mode) '.txt");']);
end
for mode=1:340
    eval(['modal_stress_z_32375(' num2str(mode) ',1)=stres_z_a_' num2str(mode) '(3)/1E6;']);
    eval(['modal_stress_z_32381(' num2str(mode) ',1)=stres_z_a_' num2str(mode) '(4)/1E6;']);
end
for mode=1:340
    eval(['clearvars stres_z_a_' num2str(mode) ';']);
end
%y
for mode=1:340
    eval(['load("stres_y_a_' num2str(mode) '.txt");']);
end
for mode=1:340
    eval(['modal_stress_y_32375(' num2str(mode) ',1)=stres_y_a_' num2str(mode) '(3)/1E6;']);
    eval(['modal_stress_y_32381(' num2str(mode) ',1)=stres_y_a_' num2str(mode) '(4)/1E6;']);
end
for mode=1:340
    eval(['clearvars stres_y_a_' num2str(mode) ';']);
end
%yz
for mode=1:340
    eval(['load("stres_yz_a_' num2str(mode) '.txt");']);
end
for mode=1:340
    eval(['modal_stress_yz_32375(' num2str(mode) ',1)=stres_yz_a_' num2str(mode) '(3)/1E6;']);
    eval(['modal_stress_yz_32381(' num2str(mode) ',1)=stres_yz_a_' num2str(mode) '(4)/1E6;']);
end
for mode=1:340
    eval(['clearvars stres_yz_a_' num2str(mode) ';']);
end
%%
train=1;
damp=5;
deltaSigmaC = 90 / 1.35;

for speed=1:57
    speed_k=135+5*speed;
    eval(['damage_modes_' num2str(135+5*speed) '= zeros(340,1);']);
    eval(['load("modal_coordinates_' num2str(train) '_' num2str(speed_k) '_' num2str(damp) '.mat");']);
    for mode=1:340
        clearvars current_stress_z_32375 current_stress_y_32375 current_stress_yz_32375
        current_stress_z_32381 current_stress_y_32381 current_stress_yz_32381 hs_z hs_y hs_yz sigma1
        % multiplicação pelas coordenadas modais
        current_stress_z_32375 = modal_coordinates(:,1:mode)*modal_stress_z_32375(1:mode,1);
        current_stress_y_32375 = modal_coordinates(:,1:mode)*modal_stress_y_32375(1:mode,1);
        current_stress_yz_32375 = modal_coordinates(:,1:mode)*modal_stress_yz_32375(1:mode,1);
    end
end

```

```

current_stress_z_32381 = modal_coordinates(:,1:mode)*modal_stress_z_32375(1:mode,1);
current_stress_y_32381 = modal_coordinates(:,1:mode)*modal_stress_y_32375(1:mode,1);
current_stress_yz_32381 = modal_coordinates(:,1:mode)*modal_stress_yz_32375(1:mode,1);
%extrapolação
hs_z= 1.67*current_stress_z_32375 - 0.67*current_stress_z_32381;
hs_y= 1.67*current_stress_y_32375 - 0.67*current_stress_y_32381;
hs_yz= 1.67*current_stress_yz_32375 - 0.67*current_stress_yz_32381;
%tensão principal
sigma1=((hs_z+hs_y)/2)+sqrt((((hs_z-hs_y)/2).^2)+((hs_yz).^2));
clearvars AmplitudeCycles AmplitudeCyclesCondensed outputAmplitude outputCycle
deltaSigmaR fatigueLifeN;
%contagem de ciclos
[relative_extremes,num_of_relative_extremes] = relative_extremes_v2(sigma1);
[outputAmplitude,outputCycle] =
rainflow_v7(relative_extremes,num_of_relative_extremes,0);
outputCycle=outputCycle./2;
AmplitudeCycles(:,1)=outputAmplitude;
AmplitudeCycles(:,2)=outputCycle;
%arredondamento
AmplitudeCycles(AmplitudeCycles(:,1)<=1,1)=1;

AmplitudeCycles(AmplitudeCycles(:,1)>1,1)=round(AmplitudeCycles(AmplitudeCycles(:,1)>1,1));
%ordenar
AmplitudeCycles=sortrows(AmplitudeCycles,1);
%agrupar
AmplitudeCyclesCondensed=(zeros(max(AmplitudeCycles(:,1)),2));
AmplitudeCyclesCondensed(:,1)=1:(max(AmplitudeCycles(:,1)));

    for i=1:1:max(AmplitudeCycles(:,1))...
        AmplitudeCyclesCondensed(i,2)=sum((AmplitudeCycles(AmplitudeCycles(:, 1) == i,
2))));...
    end

    deltaSigmaR = AmplitudeCyclesCondensed(:,1);
    fatigueLifeN = ((deltaSigmaC ./ deltaSigmaR).^3) * 2e6;
%cálculo dano
eval(['damage_modes_' num2str(135+5*speed) '(mode,1) =
sum(AmplitudeCyclesCondensed(:,2)./fatigueLifeN;')]);
    end
end

```